



International Science Group
ISG-KONF.COM



**НАУКОВІ ОСНОВИ ЕФЕКТИВНОГО
ШЛІФУВАННЯ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ ЗА
РАХУНОК КЕРУВАННЯ ВІДНОСНИМ
ПОЛОЖЕННЯМ ІНСТРУМЕНТА**

ISBN 979-8-89443-780-4

DOI 10.46299/979-8-89443-780-4

Rudyk A.

**НАУКОВІ ОСНОВИ ЕФЕКТИВНОГО
ШЛІФУВАННЯ ПОВЕРХОНЬ
ОБЕРТАННЯ ЗА РАХУНОК КЕРУВАННЯ
ВІДНОСНИМ ПОЛОЖЕННЯМ
ІНСТРУМЕНТА**

Monograph

2024

UDC 621.923

Author:

Rudyk Andrii – PhD in Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of road transport, mechanical engineering and industrial design department, Chernihiv National University of Technology (95 Shevchenko Str., 14027 Chernihiv, Ukraine).

Rudyk A. Наукові основи ефективного шліфування поверхонь обертання за рахунок керування відносним положенням інструмента. Monograph. – Primedia eLaunch, Boston, USA, 2024. – 119 p.

Library of Congress Cataloging-in-Publication Data

ISBN – 979-8-89443-780-4

DOI – 10.46299/ 979-8-89443-780-4

All rights reserved. Printed in the United States of America. No part of this publication may be reproduced, distributed, or transmitted, in any form or by any means, or stored in a data base or retrieval system, without the prior written permission of the publisher. The content and reliability of the articles are the responsibility of the authors. When using and borrowing materials reference to the publication is required.

UDC 621.923

ISBN – 979-8-89443-780-4

© Rudyk A.

TABLE OF CONTENTS

Глава 1. Задачі дослідження.....	4
1.1 Деякі з ефективних методів обробки поверхонь обертання інструментом з відносною орієнтацією.....	4
1.2 Модель робочої поверхні круга (РПК).....	5
1.3 Вимірювання температури та потужності процесу шліфування.....	10
1.4 Точність обробки на металорізальних верстатах.....	13
1.5 Постановка завдань. Задачі та цілі досліджень.....	15
Глава 2. Аналіз інтенсивності процесів шліфування при різноманітній кінематиці.....	16
2.1 Підведення припуску, формоутворення.....	16
2.2 Продуктивність поздовжнього глибинного шліфування поверхонь обертання орієнтованого інструменту.....	17
2.3 Шліфування поверхонь обертання конічною поверхнею.....	21
Глава 3. Визначення параметрів зрізу, режимів поздовжнього та торцевого шліфування.....	39
3.1 Дослідження товщини шару, що зрізується кромкою.....	39
3.2 Параметри зрізу при поздовжньому, урізному шліфуванні.....	50
3.3 Адекватність теоретичної моделі	55
3.4 Обґрунтування локального показника інтенсивності шліфування...	59
3.5 Визначення граничної товщини зрізу, що забезпечує стійкість інструмента для ефективного шліфування.....	61
3.6 Призначення режимів ефективного шліфування.....	62
3.7 Висновки.....	69
Глава 4.....	70
4.1 Розрахунок локальної температури поздовжнього шліфування.....	70
4.2 До розрахунку потужностей тепловиділень.....	78
4.3 Висновки по четвертій главі.....	86
Глава 5. Вплив похибок наладки верстату на похибки оброблених поверхонь.....	88
5.1 Вплив верстатних похибок на точність обробки.....	88
5.1.1 Точність торця.....	92
5.2 Точність шліфування торців при компенсації кутів орієнтації кругів верстата моделі 3342 АДО.....	99
5.3 Експериментальні дослідження точності формоутворення торців...	112
Список літератури.....	117

Глава 1. Задачі дослідження

Під ефективністю розуміють покращення показників продуктивності та якості при зменшенні матеріальних витрат, коли зміна деякого з часткових показників системи шліфування викликає погіршення інших.

Шліфування є основним способом чистової оздоблювальної обробки деталей машин. Їм досягають високі точність форм і розмірів деталей, клас чистоти поверхонь, що визначає зносостійкість, отже, і якість машини. Ще одним аспектом значної уваги до обробки шліфуванням є висока собівартість проведення оздоблювальних операцій. В результаті широкого застосування високолегованих, жароміцних сталей і сплавів, матеріалів обробка різанням яких ускладнена, зростає обсяг використання абразивних операцій.

Ефективним засобом збільшення продуктивності і точності шліфування поверхонь є розробка способів, технологій обробки при використанні різальної здатності інструмента. Продуктивність шліфування, однакових по точності і якості деталей обумовлена оброблюваністю шліфуванням, яку визначають зрізаним об'ємом металу за певний час при незмінних умовах виробництва.

1.1 Деякі з ефективних методів обробки поверхонь обертання інструментом з відносною орієнтацією

Для підвищення продуктивності і точності шліфування циліндричних та ступінчатих деталей спеціалістами фірми Junker запропоновано метод глибинного круглого шліфування зі схрещеними осями [1]. Під час обробки круг подається на всю глибину різання. Основний припуск зрізують торцем, а чистовий – периферією шліфувального круга. Участь торцевої поверхні в процесі різання забезпечується поворотом відносно осі, що відкриває її. Використання торцевої ділянки інструмента дозволяє значно збільшити розміри контакту.

Число обертів деталі вибирають значним, щоб досягти малу подачу на оберт. Це дозволяє використовувати інструмент висотою лише $B = 4 - 6$ мм при

збільшенні числа проходів над поверхнею деталі з метою забезпечення якості та продуктивність способу вище ніж багато прохідного шліфування. Зношення інструмента знижується. За способом здійснюють обробку матеріалів, оброблюваність шліфуванням яких обмежена.

Недоліками методу є значні діаметральні розміри круга та обмежена область контакту. Це викликає підвищені енергетичні та теплові витрати.

Відносно розташування торця круга при круглому шліфуванні [2] впливає на кінематику руху зерен при переміщенні зони різання від положення, коли осі круга і деталі перетинаються до положення, коли ось обертання деталі розташована на рівні периферії круга $H = r$. У залежності від цього на обробленій поверхні виробу можна отримати риси спрямовані під довільним

кутом $\nu = \arccos \frac{\sqrt{r^2 - H^2}}{r}$ – від перпендикулярного напрямку до твірної деталі до

паралельного їй. В процесі обробки можна отримати сітку слідів шорсткості, що характерна для процесу суперфінішування. Риски максимальної довжини наносять зерна, розташовані на радіусі, рівному відстані між осями обертання круга й виробу. При різанні цими зернами отримують максимальну щільність рисок та, відповідно, мінімальну шорсткість поверхні.

При шліфуванні орієнтованим інструментом знижується шорсткість оброблюваної поверхні. Тому більш раціональною є схема при куті між осями обертання круга та деталі відмінному від прямого.

З наведених методів, основним джерелом підвищення продуктивності обробки є збільшення розмірів контакту, у тому числі за рахунок використання торця.

1.2 Модель робочої поверхні круга (РПК)

У роботі Л.Н.Філімонова [3] створені імовірно-статистичні характеристики рельєфу робочої поверхні шліфувального круга (РПК). Автор вказує, що основними характеристиками РПК прийнято вважати закони розподілу висотності положення різальних кромки та радіусів їх заокруглення.

Крім того, в роботі наведені у вигляді табличних даних кількість зерен, що припадає на одиницю площі. Деякі з результатів наведені у таблиці 1.1. Існують різні думки відносно законів розподілу.

Аналіз вказує, що при визначенні законів висоти положення різальних кромек слід враховувати вплив методів виправлення круга та шліфування, міцності утримування зерен зв'язкою та їх крихкість. Підкреслюється, що в роботі шліфування, навіть при самих жорстких режимах, для найбільш розповсюджених кругів середньої зернистості складає всього 0,05–0,1 частину від всієї висоти РПК.

Аналіз показує, що найбільш зручним видом є двох параметричне бета-розподілення. Його використовують для випадкових величин, що обмежені з двох боків. Частковими випадками є рівномірне, трикутне, параболічне та асиметричне з різною асиметрією. Узагальнена формула щільності закону бета-розподілу описує кількість різальних кромек, що знаходяться в межах заданої відносної глибини x та одиничній довжині профілю:

$$f(x, \gamma, \eta) = A \cdot x^{\gamma-1} (1-x)^{\eta-1} \quad (1.1)$$

де γ, η – параметри розподілення, $A = \frac{\Gamma(\gamma+\eta)}{\Gamma(\gamma)\Gamma(\eta)}$ – коефіцієнт розподілення, який знаходять з використанням гама-функції, $H_n, z, x = \frac{z}{H_n}$ – повна, біжуча та відносна глибини РПК, при цьому відносна обмежена інтервалом " x " $\in [0; 1]$.

Параметри розподілення γ, η визначають, використовуючи їх взаємну залежність з оцінками математичного очікування $m = \frac{\gamma}{\gamma+\eta}$ та дисперсії вибірки $s^2 = \frac{\gamma \cdot \eta}{(\gamma+\eta)^2(\gamma+\eta+1)}$ по наступних рівняннях:

$$\begin{aligned} \gamma &= \frac{m_x^2}{s^2} \cdot (1 - m_x) - m_x; \\ \eta &= \frac{(1 - m_x) \cdot \gamma}{m_x}; \end{aligned} \quad (1.2)$$

Середнє арифметичне m_x та оцінку дисперсії s^2 визначають з вибірки емпіричного розподілення, переходячи до відносних координат глибини x .

В залежності від знайдених значень коефіцієнтів розподілення воно може мати різну форму щільності розподілення (рисунок 1.1).

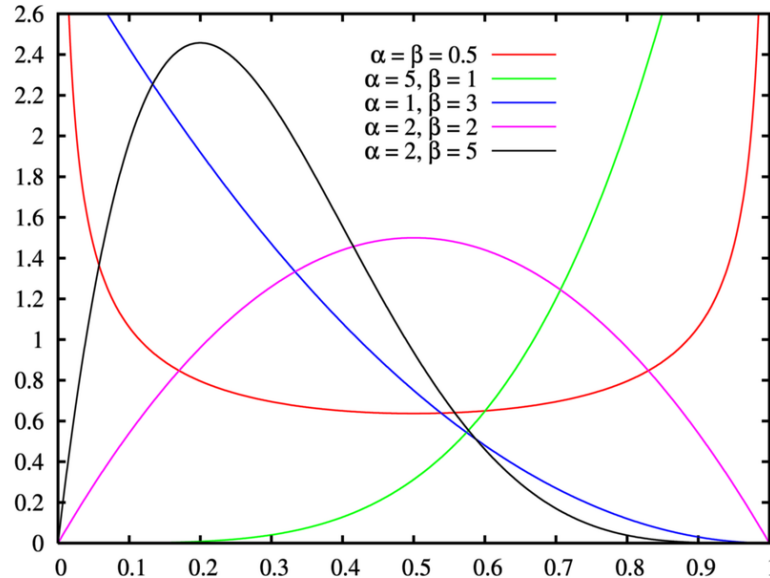


Рис. 1.1 Можливі форми кривої бета розподілення $B(\alpha, \beta)$

Перевірка на відповідність моделей РПК бета-розподіленню проводилася в два етапи. На першому етапі визначалися нормовані показники асиметрії β_1 та гостровершинності β_2 розподілення, на другому етапі – вирівнювалися статистичні ряди згідно критерію «хі-квадрат».

$$\beta_1 = \left[\frac{2 \cdot (\eta - \gamma)}{\eta + \gamma + 2} \right]^2 \cdot \frac{\gamma + \eta + 1}{\gamma \cdot \eta}; \quad (1.3)$$

$$\beta_2 = \frac{12 \cdot (\gamma + \eta + 1)^2 + \gamma \cdot \eta \cdot (\gamma + \eta - 6)}{\gamma \cdot \eta \cdot (\gamma + \eta + 2) \cdot (\gamma + \eta + 3)}$$

Такі перевірки були виконані для емпіричних гістограм та довели відповідність. Визначення коефіцієнтів розподілення для висотності положення різальних кромки проводилися методом вимірювання профілографом по 200-600 точках при достатній кількості 200, Знаходження закону розподілу радіусів заокруглення кромки проводилося методом шарпання абразивним кругом полірованої пластинки. Цей метод дозволяє встановлювати кількість різальних кромки, які знаходяться на одиниці площі на рівні вище від заданого.

Таблиця 1.1 Характеристики мікрорельєфу робочої поверхні абразивних кругів [3]

Зернистість і твердість круга	Стан РПК після	Висотність положення кромки							Радіуси заокруглення кромки							
		Висота профілю, мкм	Питома кількість, мм ⁻¹	Параметри гістограм розподілення		Параметри бета розподілення			Макс. радіус, мкм	Середнє значення, мкм	Параметри гістограм розподілення		Параметри бета розподілення			
				N_n	N_n	\bar{x}	s^2	γ			η	A	ρ_{max}	$\rho_{сер}$	\bar{x}	s^2
40СМ1	правка	330	3,2	0,267	0,059	0,62	1,70	0,9								
	шліф-я	300	3,5	0,303	0,067	0,66	1,51	0,9								
25СМ1	правка	250	5,7	0,167	0,36	0,47	2,38	0,76	80	12	0,15	0,018	0,83	4,73	2,13	
	шліф-я	225	5,2	0,294	0,045	0,56	2,56	0,89	80	13,2	0,17	0,015	1,54	4,5	6,4	
16СМ1	правка	170	6,5	0,204	0,036	0,71	2,78	1,57								
	шліф-я	145	5,7	0,264	0,046	1,01	2,83	2,88								
25СТ1	правка	220	6,7	0,135	0,030	0,39	2,51	0,60	80	9,8	0,12	0,012	0,98	6,86	5,65	
	шліф-я	210	4,5	0,222	0,041	0,72	2,51	1,49	80	13,1	0,16	0,018	1,06	5,5	8,4	
25С1	правка	230	6,0	0,175	0,041	0,44	2,06	0,63								
	шліф-я	210	6,5	0,238	0,049	0,64	2,05	1,07								
25М3	правка	260	4,7	0,165	0,041	0,39	1,97	0,54								
	шліф-я	260	4,3	0,373	0,051	1,41	2,25	3,06								
ЛО12	правка								25	5,9	0,24	0,02	1,7	5,1	19,6	
	шліф-я	84	7,4	0,168	0,193	0,6	2,56	4,13	25	6,3	0,35	0,024	1,83	5,8	31,53	

Відмітимо обґрунтованість методик, наявність статистичних перевірок, зручність побудованих моделей, які опираються лише на єдиний закон бета розподілення, широку наявність методик та експериментальних даних, відносно простоту та універсальність законів побудови профілю РПК. Значення функцій інтегральної, кумулятивної та щільності для закону бета розподілу можна визначати, наприклад, використовуючи стандартні функції, сучасні обчислювальні пакети.

1.3 Вимірювання температури та потужності процесу шліфування

Метою досліджень роботи [4] «Порівняння методів вимірювання температури шліфування» авторів Ху Хіпенга та Стівена Малкіна було визначення розподілення енергії, для умов подібних аналітично розрахованим, а також порівняння результатів вимірювання температури трьома методами: вбудованою термопарою; оптичним волокном з інфрачервоним датчиком і природною термопарою з фольгою у заготовці.

Проводився ряд експериментальних дослідів вимірювання температури при ідентичних умовах, і оцінювався відповідний енергетичний розподіл.

Дослідження проводилися на плоскошліфувальних верстатах з ЧПУ Brown & Sharpe Hi-Tech (рис. 1.2), периферією круга діаметром $d_s = 406$ мм і шириною $b_s = 12,5$ мм з кубічного нітриду бору 100% концентрації (зернистістю $d_g = 91$ мкм). Заготовка AISI 1010 з вуглецевої сталі (твердістю 88 HRB) довжиною 44 мм (вздовж напрямку шліфування), 19 мм завширшки, початковою висотою 25 мм. Експерименти проводилися урізним способом шліфування, окружна швидкість круга $V_s = 58$ м / с, швидкість подачі заготовки $V_w = 18$ мм / с, глибина різання $a = 0,02$ мм.

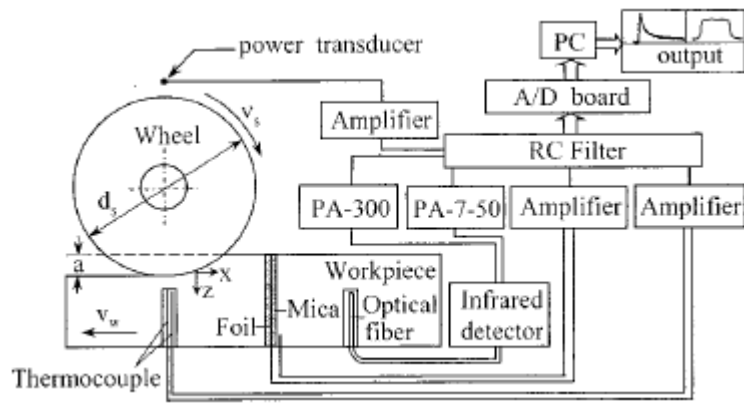
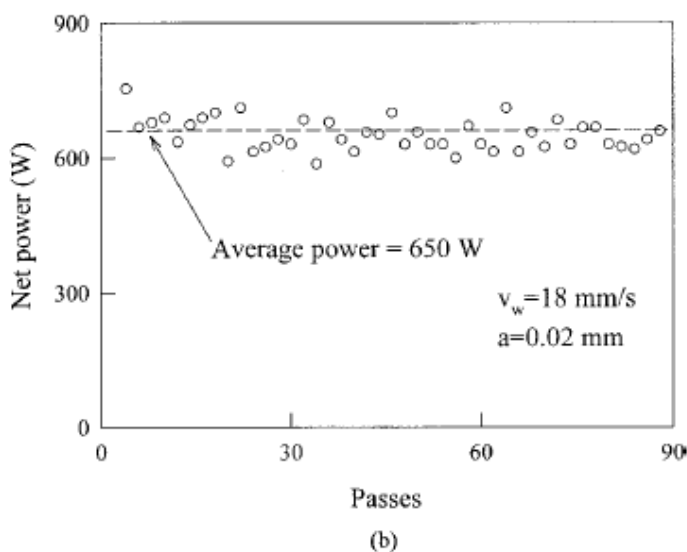
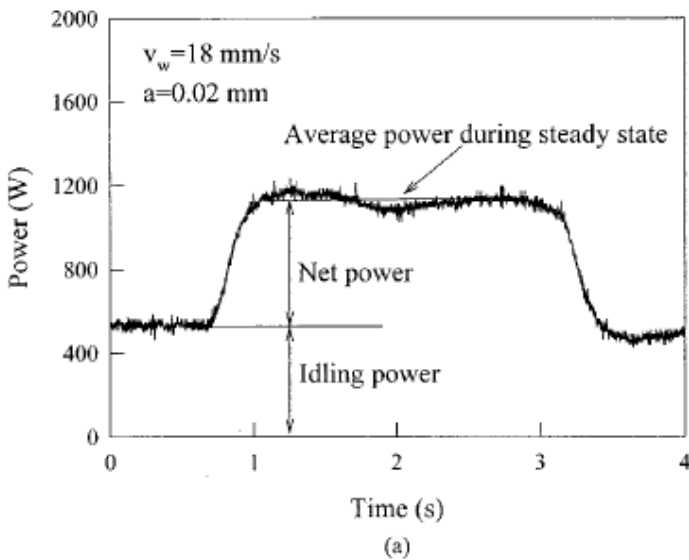


Рисунок 1.2 Схема установки для вимірювання температури та потужності шліфування [4].



Із метою отримання стійкого сигналу експерименти проводили без використання охолоджувальної рідини.

Середнє значення потужності шліфування, рівне 650 Вт, було отримано у стаціонарному стані після проходження початкового перехідного процесу шляхом віднімання потужності холостого ходу від середньої вимірної потужності, отже від проходу до проходу протягом однієї серії експериментів вона незначно змінюється, як показано на рисунку 1.3.

Рисунок 1.3 – - Потужність шліфування: (a) - за один прохід, (b) - го проходах [4].

При ідентичних умовах шліфування поверхні без використання МОР, кругом із кубічного нітриду бору були зіставлені названі три методи вимірювання температури.

На рис. 1.4 показані результати вимірювання температури, зареєстровані вбудованою термопарою (а), інфрачервоним датчиком (б) і термопарою із фольги у заготовці (в).

Результати вимірювання температури можна порівняти із аналітичними розрахунками. Усі три методи, при плоскому шліфуванні, показали порівнянні результати, які у поєднанні із аналітичними розрахунками рухомого джерела тепла, показали коефіцієнт розподілу енергії $\varepsilon = 60\%$.

Термопара із фольги у заготовці також реєструвала періодичні піки миттєвої температури при обертанні шліфувального круга. Інфрачервоні вимірювання показували піки більш низької інтенсивності, ніж ті що виникають на тій же частоті. Як було запропоновано раніше, миттєва температура може бути пов'язана із різанням окремим одиничним зерном шліфувального круга.

Отже, фізична природа піків, які спостерігають, не відома і вимагає подальших досліджень. Даний експеримент не пояснює чим викликане як стрімке зростання температури, так і її зниження.

Слід відмітити, що картина виникнення теплоти склалась не достатньою мірою. Зростає кількість робіт сучасних вчених, де теплова напруженість та температура у зоні різання розглядається як результат дії окремих кромок.

До теперішнього часу не існує визнаної теоретичної моделі, яка б враховувала стан робочої поверхні круга на температуру шліфування.

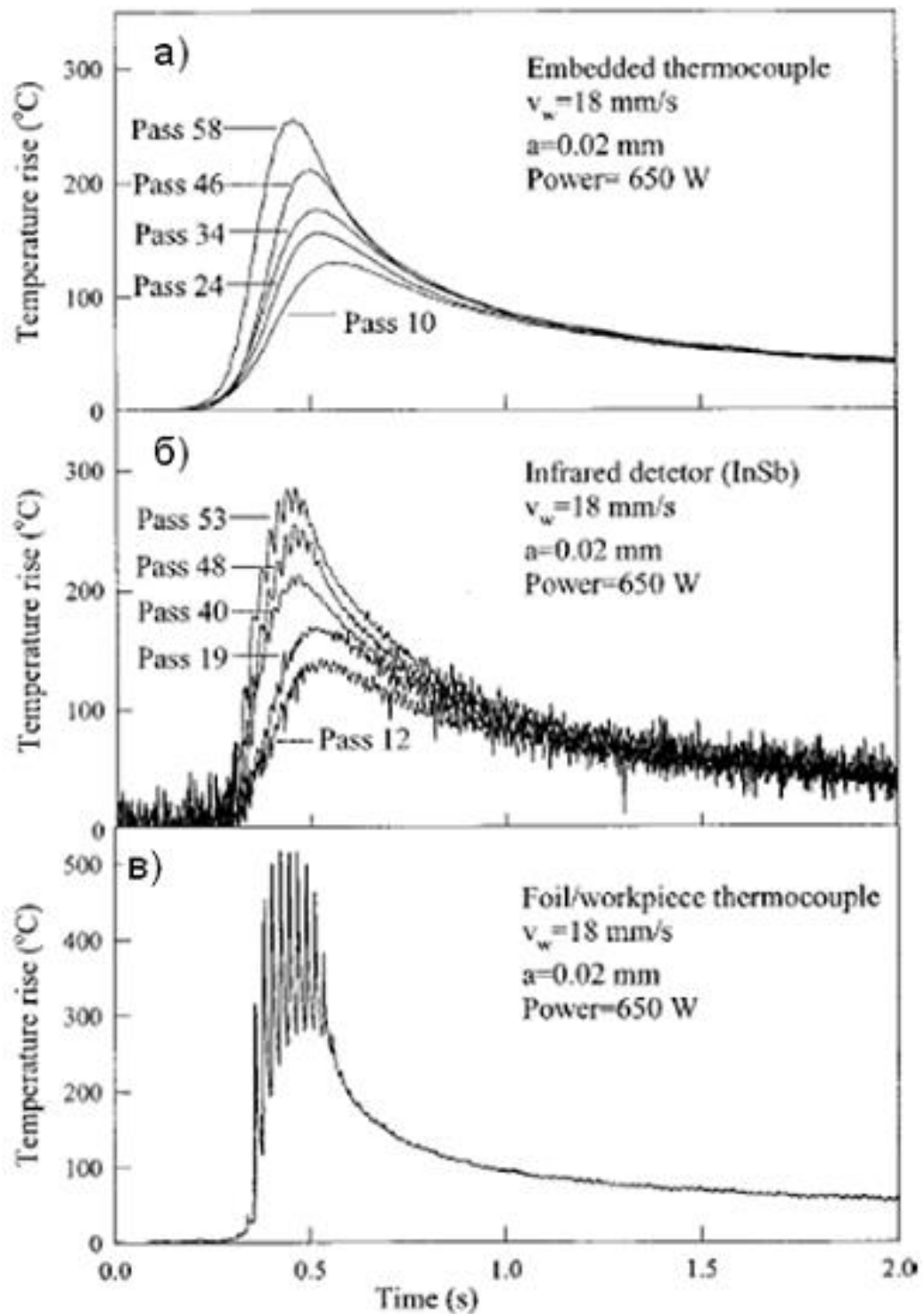


Рисунок 1.4 Результати вимірювання температури трьома методами

Не створена єдина математична модель здатна проводити розрахунки для різноманітної кінематики поздовжнього та торцевого шліфування, котра комплексно враховувала б вплив на температуру товщини зрізу, часу між

контактами, участі зерен, що перемішують метал без зрізання. Слід врахувати зміну механічних характеристик матеріалу заготовки під час її нагріву.

В роботі китайських вчених [5] наведені розподілення теплового балансу та типові результати вимірювання температури під час шліфування нікелевого сплаву Inconel 718 з повзучими подачами. Швидкісне шліфування здійснювали кругами CBN зі склоподібною зв'язкою при наявності охолодження на основі водного розчину. Режимні параметри: швидкість різання 40-130 м/с, глибина різання 0,5 мм, подача (повзуча) 360 мм/хв. Вимірювання проводили напів-природною термопарою. Процес має чітко виражений імпульсний характер дії сигналу та поступове зниження температури у момент виходу із контакту.

При збільшенні швидкості шліфування значна частина енергії відводиться зі стружкою і МОР (зменшується з 75% до 25%), інша частина, що потрапляє у заготовку і круг, скорочується. Це обмежує температуру заготовки і зменшує вплив на круг із CBN. Це доводить великий потенціал подальшого розвитку шліфування кругами з CBN. У роботі не наводиться причини коливань температури – що викликає її стрімкі піки та потім подальше падіння. Вочевидь, дією постійного теплового потоку це пояснити не можливо. Можна зробити висновок: теплота з поверхні деталі відводиться з різальними кромками, а додається тими, що лише деформують метал.

1.4 Точність обробки на металорізальних верстатах

У праці [6], наведені рекомендації по розрахунку точності та удосконаленню конструкції вузлів токарного верстата.

Продуктивність чорнового зрізання металу визначають згідно залежності

$$Q = \iint_S V_n dS, \quad (1.4)$$

де V_n - проекція швидкості подачі на орт нормалі,

S, dS – загальна площа миттєвого контакту та її елемент.

Розроблена модель точності верстату для відображення впливу вхідних помилок, які виникають при та зборці, на технологічні, що характеризують похибки обробки. Останні включають похибки розмірів, форми, або положення реальної обробленої поверхні відносно базової.

Структура розрахунку вихідної точності верстату наведена на Рис. 1.5.



Рис. 1.5 Структура моделі вихідної точності верстата

Але раціональна модернізація верстатів з метою забезпечення точності наведена фрагментарно на прикладі токарного верстата, який має просту функцію формоутворення, що складається з добутку лише трьох матриць перетворення СК, та не враховує розмірів верстатних ланок, їх спряжень. Різальний інструмент токарного верстата утворює поверхні, як правило, точкою,

тому не потребує використання окремої системи правки, що характерно, для шліфувальних верстатів .

Шліфувальні верстати мають подовжену структуру, перша частина якої відповідає за формоутворення інструмента правленням, а решта – за утворення ним поверхонь оброблених деталей. Модель точності шліфувального верстату ускладнюється при врахуванні лінійних та кутових розмірів ланок.

1.5 Постановка завдань. Задачі та цілі досліджень

Метою роботи є підвищення ефективності шліфування розповсюджених поверхонь обертання за рахунок керування міжосьовою відстанню, розробки способів, які використовують різальну здатність, при урахуванні впливу похибок верстатів.

Для досягнення мети необхідно розробити сукупність зв'язаних загальних математичних моделей, у основі яких проекція на орт нормалі швидкості відносної подачі, або складових технологічної похибки

Виникають питання:

- Як можна зменшити діаметральні розміри інструмента, що дозволило би використовувати його на меншому верстаті без зниження продуктивності?
- Слід визначити режими обробки, локальну температуру шліфування із урахуванням змінних фізичних, механічних, технологічних, кінематичних факторів.

Глава 2. Аналіз інтенсивності процесів шліфування при різноманітній кінематиці

2.1 Підведення припуску, формоутворення

Скалярний добуток векторів нормалі та швидкості відносного руху визначають у системі координат (СК) деталі. Функція формоутворення [6], може бути представленою:

$$\vec{r}_0(\rho, \theta, \varphi) = \prod_{i=1}^l A_{i-1,i}^{j_i} \cdot \vec{r}(\rho, \theta) \quad (2.1)$$

де $\vec{r}(\rho, \theta)$ – радіус-вектор точок поверхні круга, ρ, θ – криволінійні координати поверхні, l – кількість ланок формотворної системи.

Орт нормалі до ділянки профілю круга в проекціях на осі визначають через векторний добуток часткових похідних. Після спрощень

$$\vec{n}(\rho, \theta) = [\cos \theta \cdot \sin \alpha \quad \sin \theta \cdot \sin \alpha \quad \cos \alpha]^T, \quad (2.2)$$

де α – кут повороту осі інструменту (проти годинникової стрілки) до положення нахилу вектору нормалі до ділянки інструменту, який спрямований назовні, у бік від його тіла, θ – кут від початкової осьової площини (ZX) до біжучої точки, який вимірюють у площині обертання.

Вектор швидкості відносного руху подачі заготовки у системі координат знаходять диференціюванням рівняння (2.1), отже:

$$\vec{V}_{\partial i}(\rho, \theta, \varphi) = \frac{\partial \vec{r}_0(\rho, \theta, \varphi)}{\partial t} = \frac{\partial \vec{r}_0(\rho, \theta, \varphi)}{\partial \varphi} \cdot \frac{d\varphi}{dt} \quad (2.3)$$

де $\omega = \frac{d\varphi}{dt}$ – кутова чи лінійна швидкість, $\varphi(t)$ – зміна за часом координата, що відповідає відносному положенню деталі щодо круга.

Через малу зміну за часом положення плями контакту на поверхні інструмента можна вважати $\varphi = const$, або $\varphi=0$. Таким чином, знаходять скалярний добуток V_n . У явному вигляді лінію контакту (ЛК) $V_n=0$, або характеристику $\theta(\rho)$ на робочій поверхні, визначають, використовуючи тригонометричне співвідношення та умовні позначення

$$SI \cdot \sin \theta + CO \cdot \cos \theta = \sqrt{SI^2 + CO^2} \cdot \cos(\theta - \arctg \frac{SI}{CO}),$$

де деякі вирази умовно позначені $CO = n_x \cdot V_x = \sin \alpha \cdot V_x$
 $SI = n_y \cdot V_y = \sin \alpha \cdot V_y$.

Методика визначення лінії контакту ЛК є універсальною та може бути використаною не лише для інструмента, що обертається, але і для більш широкого класу.

2.2 Продуктивність поздовжнього глибинного шліфування поверхонь обертання орієнтованого інструменту

Традиційно при поздовжньому шліфуванні весь припуск підводиться до периферійної ділянки – чим більший припуск тим більше розмір контакту. Значення продуктивності обмежується різальною здатністю; температурою у зоні обробки, іншими технологічними факторами.

Збільшення продуктивності може бути досягнуто за рахунок включення торцевої ділянки у процес зняття припуску, коли зростають розміри контакту при майже постійному значенні проекції швидкості подачі V_n до припустимого рівня. Це приводить до перерозподілу функцій ділянок профілю, коли деякі зрізують чорновий припуск, інші виконують фінішну обробку [6].



Рисунок 2.1 Обкладинка проспекту фірми «Junker Maschinen»

Режими шліфування можна встановити порівнюючи відстані між суміжними поверхнями різання з вивченим урізним методом. Це потребує порівняння швидкості руху V_n подачі у напрямку нормалі. Кінематика обробки включає: обертання круга і деталі, відносно поздовжню подачу. Обертання інструмента не призводить до відносної зміни положення – поверхня круга «ковзає сама по собі». Обертання деталі на кут φ та поступальний рух на відстань $r \cdot \varphi$ мають між собою кінематичний зв'язок з параметром гвинтового руху r .

Профіль інструмента умовно можна поділити на три ділянки: периферійну, торцеву, яка зрізує основний припуск, та перехідну, яка спрягає вказані. Виберемо осі СК таким чином, щоб ось X була спрямована по найкоротшій відстані між осями обертання деталі та інструмента, а з кінця осі Z обертання відбувалося за стрілкою годинника. Тоді у інверсному русі СК інструмента буде обертатися проти неї, та знак аргументу φ матриці, що відповідає за обертання деталі, буде додатним.

Радіус-вектор периферійної $\vec{r}_{пер}(\theta, z)$ та торцевої $\vec{r}_{тор}(\theta, z)$ поверхонь інструменту, записаний через матриці перетворення СК :

$$\begin{aligned}\vec{r}_{пер}(\theta, z) &= A^6(\theta) \cdot A^1(R(z)) \cdot A^3(z) \cdot \vec{e}^4, \\ \vec{r}_{мор}(\theta, R) &= A^6(\theta) \cdot A^1(R) \cdot A^3(z) \cdot \vec{e}^4, \end{aligned} \quad (2.4)$$

де $R(z)$ – радіальний розмір положення біжучої точки круга у функції поздовжньої координати.

Вектор нормалі можна визначати за допомогою виразу $\vec{n}(\rho, \theta) = [\cos \theta \cdot \sin \alpha \quad \sin \theta \cdot \sin \alpha \quad \cos \alpha]^T$. Для периферії кут α між віссю інструмента та напрямком орта нормалі відповідно дорівнює $\alpha_{пер} = \pi/2$ для торця $\alpha_{тор} = 0$, отже враховуючи малість кута θ та його додатне значення в межах контакту:

$$\vec{n}_{пер}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta \\ \sin \theta \\ 0 \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 1 \\ \theta \\ 0 \end{bmatrix}; \quad \vec{n}_{мор} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

Процес підведення припуску до ділянок інструмента можна записати через функцію формоутворення на верстаті, перенесенням інструменту до СК деталі:

$$\vec{r}(\theta, z, \varphi) = A^3(p \cdot \varphi) \cdot A^6(-\varphi) \cdot A^4(-\nu) \cdot A^1(-L) \cdot \vec{r}(\theta, z), \quad (2.6)$$

де $p = S_0/2\pi$ – параметр гвинтового руху.

Обертання інструмента тут наведено у інверсному русі.

Диференціювання за часом (або кутом φ) радіус вектора визначає швидкість відносного руху круга в проекціях на осі СК деталі

$$\begin{aligned}V = \frac{\partial \vec{r}(\theta, z, \varphi)}{\partial \varphi} &= \left[p \cdot DA^3(p \cdot \varphi) \cdot A^6(-\varphi) - A^3(p \cdot \varphi) \cdot DA^6(-\varphi) \right] \cdot A^4(-\nu) \cdot A^1(-L) \cdot \vec{r}(\theta, z) \\ \vec{V}(\theta) \Big|_{\varphi=0} &= \omega_{\partial} \cdot \begin{bmatrix} z \cdot \sin \nu + R \cdot \sin \theta \cdot \cos \nu \\ R + r_{\partial} - R \cdot \cos \theta \\ S_0/2\pi \end{bmatrix} \approx \omega_{\partial} \cdot \begin{bmatrix} z \cdot \nu + R \cdot \theta \\ r_{\partial} \\ p \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.7)$$

де $\omega_{\partial} = \frac{d\varphi}{dt}$, $r_{\partial} = L - R$.

Вектори нормалі, перенесені до СК деталі, мають проекції спрощено

$$\vec{n}_n^{\partial i}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos \theta \cdot \sin \alpha \\ \sin \alpha \cdot \sin \theta \cdot \cos \nu + \cos \alpha \cdot \sin \nu \\ \cos \alpha \cdot \cos \nu - \sin \alpha \cdot \sin \theta \cdot \sin \nu \end{bmatrix}. \quad (2.8)$$

враховуючи значення кута α для периферійної та торцевої ділянок.

$$\vec{n}_{nep}^{\partial i}(\theta, \nu) = \begin{bmatrix} 1 \\ \theta \\ -\theta \cdot \nu \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 1 \\ \theta \\ 0 \end{bmatrix}; \quad \vec{n}_{тор}^{\partial i}(\theta) = \begin{bmatrix} 0 \\ \nu \\ 1 \end{bmatrix}. \quad (2.9)$$

Скалярний добуток векторів не залежить від кута φ обертання деталі, що можна перевірити безпосередньо. Тому параметру φ можна присвоїти будь яке значення, наприклад, $\varphi=0$, що спрощує розрахунки.

Вирази (2.7) та (2.9) дозволяють визначати інтенсивність V_n підведення металу. Для малих значень кута ν , що характеризує перехрещення, орієнтовно можна замінити значення синусу безпосередньо кутом у радіанах.

$$Vn_{nep}(\theta, z) = \omega_{\partial} \cdot (z \cdot \nu + \theta \cdot (R + r_{\partial})), \quad (2.10)$$

ля урізного шліфування, знаходять швидкість підведення припуску V_n до периферії. Перший доданок (2.10) враховує обертання деталі, другий – подачу на оберт. З рівняння, знаходять лінію контакту $\theta(z)=0$:

$$\theta(z) \approx -\frac{z \cdot \nu}{R + r_{\partial}}. \quad (2.11)$$

Звідси визначають кут нахилу до осьової площини у околі базової точки, ейлереву кривизну K круга, хвилястість у поздовжньому перерізі деталі.

Аналізуючи $V_{n.тор}$ для торцевої ділянки, помітно, що швидкість залишається майже постійною у межах контакту (незначно змінюється радіус).

$$Vn_{тор}(\theta, R) = \omega_{\partial} \cdot (p + \nu \cdot r_{\partial}), \quad (2.12)$$

Іншим напрямом підвищення продуктивності є глибинне шліфування.

Підвищення продуктивності при глибинному поздовжньому шліфуванні досягають за умови наближення до рівня $V_{n.max}$ різальної здатності в межах контакту, і збільшенні її розмірів. Продуктивність зростає зі збільшенням

добутку $V_n(\rho, \theta)$. Зняття припуску відбувається при позитивному значенні добутку при умові $0 \leq V_n \leq V_{n.max}$.

Границі контакту обмежені положенням ЛК θ_{1i} та припуском θ_{2i} [7].

Кутовий розмір контакту інструмента із припуском визначає кут θ_{2i} , знайдений рішенням векторних рівнянь:

$$\varphi_n \approx \sqrt{\frac{2 \cdot t}{(r + R)} \cdot \frac{R}{r}}. \quad (2.13)$$

З теореми синусів, знаходять співвідношення між кутами φ_n та θ_n , які опираються на область контакту. Кут φ_n вимірюють з центру деталі:

$$\frac{\varphi_n}{\theta_n} \approx \frac{\sin \varphi}{\sin \theta} = \frac{R}{r}, \text{ або } \theta_n = \frac{r}{R} \cdot \varphi_n, \text{ звідси} \quad (2.14)$$

$$\theta_{2i}(t_i) \approx \sqrt{\frac{2 \cdot t_i}{R + r_\partial} \cdot \frac{r_i}{R_i}}, \quad (2.15)$$

Довжину контакту в площині їх обертання (рис.3.6,б) знаходять $L = R \cdot \theta_n = r \cdot \varphi_n$.

Зроблені спрощення дозволили одержати вирази, які зручно піддавати аналізу.

2.3 Шліфування поверхонь обертання кінчною поверхнею

Ефективне шліфування поверхонь деталей у формі тіл обертання може бути здійснено [8,9]. Спосіб передбачає керування кривизною інструмента та збільшення розмірів контакту. Кривизну змінює відстань H між осями деталі та інструмента. Керування геометрією в місті контакту здійснюють з метою наближення кривизни поверхонь. Це викликає збільшення довжини контакту та дозволяє збільшити подачу на рядок.

У напрямку вздовж осі деталі відкривається торець інструменту для підведення припуску та супроводжується перерозподілом функцій ділянок профілю з виділенням формотворної точки [2]. Появляється сітка шорсткості на обробленій поверхні. Ділянки, які зрізують чорновий припуск мають дещо більший об'єм абразиву, бо знаходяться на більшому радіусі, ближче до периферії. Покращенню якості процесу сприяють декілька проходів над точкою деталі, раціональний перерозподіл функцій ділянок при наближенні до формотворної. Відбувається перехід від роботи по зрізанню припуску до чистової обробки та формоутворення при захисті формотворної ділянки, та наявність ефекту суперфінішу через різний напрям слідів шорсткості по відношенню до площини обертання деталі. Відомо [2], що методи, які забезпечують зниження товщини зрізів за кутом повороту інструмента, як це відбувається при попутному фрезеруванні, мають меншу теплову напруженість. Це повинно посилюватись через зменшення ширини контакту.

Обробка забезпечить кращу динаміку через меншу масу інструмента та підвищення частоти власних коливань. Коливання, викликані незбалансованістю обертових мас спрямовані під кутом до оброблюваної поверхні. Демпфірування підвищується через більші розміри контакту.

На операціях зовнішнього шліфування можна ефективно використовувати менш жорсткий верстат з ЧПК, який має необхідну кінематику та може забезпечити відносне положення інструмента. Заточувальний верстат має менші потужність, габарити, тому менші витрати на інструмент та енергію.

Адекватність методу перевірена математичним моделюванням роботи верстату моделі ВЗ-208ФЗ. Моделювання обробки передбачає знаходження для даного профілю деталі функціонального зв'язку між вертикальною та поздовжньою подачами.

Для досягнення ефективності обробки складений алгоритм моделювання, який включає опис рівнянь:

1 абразивного інструменту та процесу обробки на верстаті у вигляді функції формоутворення.

2. зв'язків між змінними параметрами для знаходження лінії контакту, яка визначає формоутворення та миттєву ділянку профілю, яку інструмент відтворює на поверхні деталі (рисунок 2.2).

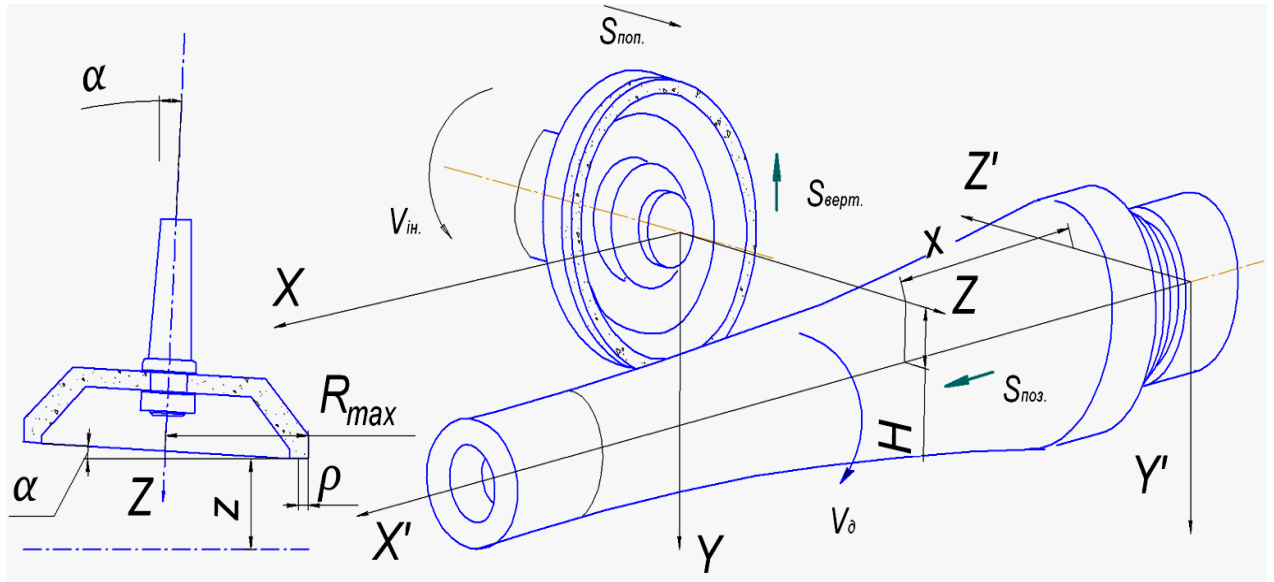


Рис.2. 2 Наладка верстату на обробку фасонної поверхні за рахунок зміни відстані H між осями

Векторне рівняння заправленої на кут α конічної робочої поверхні торця абразивного інструменту:

$$\vec{r}(\theta, \rho) = A^6(\theta) \cdot A^1(R_{\max}) \cdot A^5(\alpha) \cdot A^1(-\rho) \cdot \vec{e}^4, \quad (2.16)$$

де $A^1(q), \dots, A^6(q)$ – матриці перетворення систем координат [6] вздовж та навколо координатних осей XYZ , кожна з яких залежать від деякого параметру q ; $\vec{e}^4 = [0 \ 0 \ 0 \ 1]^T$ – вектор, розташований у біжучій точці поверхні круга, θ, ρ – криволінійні координати торцевої конічної поверхні інструмента, які відповідають за зміну куткового положення навколо осі інструмента та радіального розміру, параметр ρ спрямований вздовж твірної конічної поверхні торця від найбільшого радіусу; α – кутова орієнтація інструмента, встановленого

на колоні верстату та, в такому положенні, проходить правку; R_{max} – максимальний радіальний розмір круга чашкової форми.

Формоутворення фрагменту поверхні можна записати матричним рівнянням, враховуючи послідовні переходи між його ланками до СК деталі:

$$\vec{r}_{\partial i}(\varphi, z, x, \theta, \rho) = A^4(\varphi) \cdot A^3(z) \cdot A^1(x) \cdot A^5(-\alpha) \cdot A^2(H) \cdot \vec{r}(\theta, \rho),$$

де z, x – координати, які відповідають за вертикальне та поздовжнє переміщення щодо умовного нуля, φ – змінний за часом кутовий параметр, який враховує обертання деталі. У рівнянні для деякого моменту часу розміри x, z вважають фіксованими. Нехтуючи зміною кутового положення характеристики на торці внаслідок впливу подачі на рядок, можна визначити радіальні розміри деталі, що утворюються у околі базової точки.

$$\vec{r}_{\partial i}(\rho, \theta) = \begin{bmatrix} -\rho \cdot \sin^2 \alpha + R(\rho) \cdot \cos \theta \cdot \cos \alpha \\ R(\rho) \cdot \sin \theta + H \\ Z + R(\rho) \cdot \cos \theta \cdot \sin \alpha + \rho \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

Як показали розрахунки при куті контакту θ_2 для поздовжнього шліфування де подача на рядок є більшою, припущення є справедливим.

Компоненти вектора позначимо $\vec{r}_{\partial i}(\rho, \theta) = [X_{\partial i} \quad Y_{\partial i} \quad Z_{\partial i}]^T$, а радіальний розмір деталі у базовій точці має значення $R_{\partial i}(\rho, \theta) = \sqrt{Y_{\partial i}^2 + Z_{\partial i}^2}$. Змінюючи параметр ρ у межах кінчної ділянки, отримують рівняння ділянки профілю обробленого рядка.

Однак, рівняння (2.17) має три безперервно змінні у часі та просторі параметри (ρ, φ, θ) , тому відображає так зване «сімейство поверхонь», з якого ще потрібно виділити обвідну. Для її знаходження, у свою чергу, для кожного моменту часу знаходять характеристику, яка у своєму русі створює цю поверхню. Знаходження характеристики потребує на параметри накласти зв'язок, що оставляє незалежними лише два з них.

Характеристика, або ЛК з номінальною поверхнею, визначає формоутворення. Знайти характеристику можна склавши векторно-скалярний добуток з часткових похідних, який визначає об'єм припуску, що підводиться, та вздовж неї дорівнює нулеві [6]

$$\vec{r}_\rho \times \vec{r}_\theta \cdot \vec{r}_\varphi = 0. \quad (2.18)$$

Рівняння еквівалентно рівнянню $V_n = 0$, бо перші два множники описують нормаль до конічної поверхні круга, третій визначає швидкість переміщень точок його поверхні відносно обраного початку СК.

Вектор одиничної нормалі до поверхні круга (див. (2.8)), перенесений до СК деталі визначають.

$$\vec{n}_{di}(\rho, \theta) = \begin{bmatrix} \cos \alpha \cdot \sin \alpha \cdot (\cos \theta - 1) \\ \sin \alpha \cdot \sin \theta \\ \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha \cdot \cos \theta \end{bmatrix}.$$

Знайти вектор відносної швидкості, перенесений до СК деталі, можна диференціюванням рівняння (2.17) за часом або параметром φ :

$$\vec{V}_{di}(\rho, H, \theta, \varphi) = DA^4(\varphi) \cdot A^3(z) \cdot A^1(x) \cdot A^5(-\alpha) \cdot A^2(H) \cdot \vec{r}(\theta, \rho) \cdot \frac{d\varphi}{dt} + \vec{i} \cdot S_0 \cdot \arcsin \theta$$

$$\vec{V}_{di}(\rho, H, \theta) = \omega \cdot \begin{vmatrix} s_r \\ -z - \cos \theta \cdot \sin \alpha \cdot (R_{\max} - \rho \cdot \cos \alpha) - \rho \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \\ H + \sin \theta \cdot (R_{\max} - \rho \cdot \cos \alpha) \end{vmatrix},$$

де $\omega = \frac{d\varphi}{dt}$ – кутова швидкість; $s_r = \frac{S_0}{2\pi}$ – параметр гвинтового руху.

Вочевидь, проекція вектора на площину YZ нормальну осі обертання деталі дорівнює добутку кутової швидкості та радіального розміру у базовій точці Rдб.

Отримують скалярний добуток векторів V_n , як зв'язок між змінними $\varphi(\rho, \theta)$, або еквівалентне рівняння $\theta(\rho)$ визначає положення ЛК (характеристики).

Можна прийняти будь-яке значення, наприклад $\varphi = 0$.

Після спрощень, використовуючи позначення виразів у дужках через CO, SI, O, отримують рівняння для швидкості V_n підведення припуску

$$V_n(\rho, H, \theta) = \omega \cdot \left\{ \begin{array}{l} \left[H \cdot \sin^2 \alpha + \frac{s_r}{2} \cdot \sin 2\alpha \right] \cdot \cos \theta + \\ \left[R_{\max} \cdot \cos^2 \alpha - \rho \cdot \cos \alpha - z \cdot \sin \alpha \right] \cdot \sin \theta + \\ + \left[H \cdot \cos^2 \alpha - \frac{p}{2} \cdot \sin 2\alpha \right] \end{array} \right. = \quad (2.19)$$

$$= \cos \theta \cdot CO(H, s_r) + \sin \theta \cdot SI(\rho, z) + O(H, \rho)$$

Змінні параметри у позначеннях ρ, H, S_r, z відповідають за радіальну криволінійну координату та подачі верстату: вертикальну, поздовжню та радіальну. Далі для скорочення записів їх будемо опускати.

На рисунку 2.3 цифрами позначені 1 – поверхня відліку, 2 – еюра зміни навантажень поверхні торця V_n , 3 – характеристика $V_n = 0$.

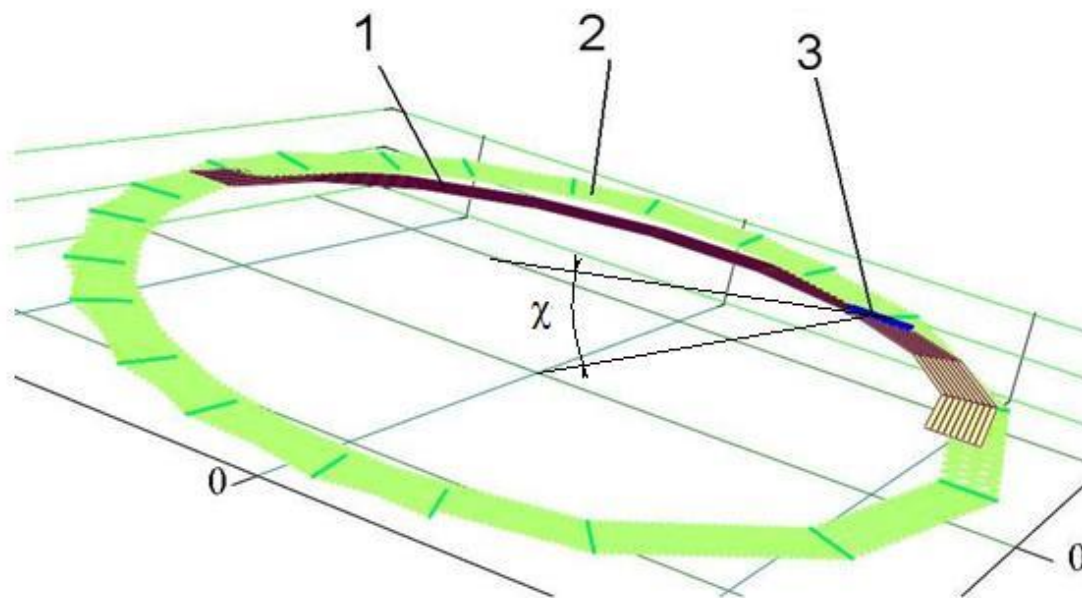


Рис.2 3 Еюра V_n характеризує об'єми підведені до торця інструмента

Аналіз графіку, представленого на рисунку 2.3 дозволяє зробити висновки: залежність $V_n(\rho, H, \theta)$ майже лінійна за кутом θ (та має тенденцію до уповільнення зростання, симетрична відносно центрального положення інструмента щодо деталі.

Прирівнявши $V_n = 0$ (2.19), знаходять характеристику.

Використовуючи тригонометричне співвідношення, отримують рівняння зв'язку $SI \cdot \sin \theta + CO \cdot \cos \theta = \sqrt{SI^2 + CO^2} \cdot \cos(\theta - \arctg \frac{SI}{CO})$:

$$\theta(\rho, H) = \arccos \frac{O}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} + \arctg \left[\frac{SI}{CO} \right], \quad (2.20)$$

Цей зв'язок визначає положення точки ЛК з координатою ρ :

$$\vec{r}_i(\rho) = \vec{r}_i(\theta(\rho), \rho), \quad (2.21)$$

У подальших висновках зручно буде користуватись похідними кутового параметру конічної поверхні θ круга від іншого параметру ρ та міжосьової відстані H , тобто θ_ρ та θ_H . Знайдемо потрібні часткові похідні користуючись прийнятими позначеннями та згідно диференціювання складної функції. Тут використані відомі [10] похідні від наступних функцій:

$$\left[\arccos(x) \right]' = -\frac{1}{\sqrt{1-x^2}}; \quad \left[\arctg(x) \right]' = \frac{1}{1+x^2}; \quad \left[\frac{u}{v} \right]' = \frac{u \cdot v' - u' \cdot v}{v^2}$$

Знайдемо похідну $\frac{\partial \theta}{\partial H}$ по доданках.

$$\frac{\partial \theta}{\partial H} = \arccos \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]' \cdot \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right] + \left[\arctg \left[\frac{SI}{CO} \right] \right]' \cdot \left[\frac{SI}{CO} \right].$$

$$\arccos \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]' = \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{0^2}{CO^2 + SI^2}}} = \frac{1}{\sqrt{CO^2 + SI^2 - 0^2}};$$

$$\left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]' = \frac{0' \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2} - \frac{1}{2 \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2}} \cdot 0 \cdot 2 \cdot CO \cdot CO'}{(CO^2 + SI^2)}$$

Отже перший доданок дорівнює

$$\arccos \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]'_H \cdot \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]'_H = \frac{(CO^2 + SI^2) \cdot O'_H - O \cdot CO \cdot CO'_H}{(CO^2 + SI^2) \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}}$$

Другий доданок визначають:

$$\left[\operatorname{arctg} \left[\frac{SI}{CO} \right] \right]_H^{\bullet} = \frac{1}{1 + \left[\frac{SI}{CO} \right]^2} = \frac{CO^2}{CO^2 + SI^2}; \left[\frac{SI}{CO} \right]_H^{\bullet} = \frac{SI \cdot CO^{\bullet}}{CO^2}$$

$$\left[\operatorname{arctg} \left[\frac{SI}{CO} \right] \right]_H^{\bullet} \cdot \left[\frac{SI}{CO} \right]_H^{\bullet} = \frac{SI \cdot CO_H^{\bullet}}{CO^2 + SI^2}$$

Таким чином, похідна $\partial\theta/\partial H$ дорівнює

$$\frac{\partial\theta}{\partial H} = \frac{(CO^2 + SI^2) \cdot O_H^{\bullet} - O \cdot CO \cdot CO_H^{\bullet} + SI \cdot CO_H^{\bullet} \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}}{(CO^2 + SI^2) \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}}$$

Тут $CO_H^{\bullet} = \sin^2 \alpha$; $O_H^{\bullet} = \cos^2 \alpha$.

Аналогічно визначають іншу похідну $\partial\theta/\partial\rho$

$$\frac{\partial\theta}{\partial\rho} = \arccos \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]_{\rho}^{\bullet} \cdot \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]_{\rho}^{\bullet} + \operatorname{arctg} \left[\frac{IS_{\rho}}{IC_H} \right]_{\rho}^{\bullet} \cdot \left[\frac{IS_{\rho}}{IC_H} \right]_{\rho}^{\bullet} =$$

$$\arccos \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]_{\rho}^{\bullet} \cdot \left[\frac{0}{\sqrt{CO^2 + SI^2}} \right]_{\rho}^{\bullet} = \frac{O_{\rho}^{\bullet} \cdot (CO^2 + SI^2) - SI_{\rho}^{\bullet} \cdot SI \cdot O}{(CO^2 + SI^2) \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}};$$

$$\operatorname{arctg} \left[\frac{IS_{\rho}}{IC_H} \right]_{\rho}^{\bullet} \cdot \left[\frac{IS_{\rho}}{IC_H} \right]_{\rho}^{\bullet} = \frac{CO \cdot SI_{\rho}^{\bullet}}{CO^2 + SI^2}$$

$$\frac{\partial\theta}{\partial\rho} = \frac{O_{\rho}^{\bullet} \cdot (CO^2 + SI^2) - SI_{\rho}^{\bullet} \cdot SI \cdot O + CO \cdot SI_{\rho}^{\bullet} \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}}{(CO^2 + SI^2) \cdot \sqrt{CO^2 + SI^2 - O^2}}$$

Тут $O_{\rho}^{\bullet} = \sin 2\alpha$; $SI_{\rho}^{\bullet} = \sin^2 \alpha \cdot \cos 2\alpha$.

Кут O_{ρ}^{\bullet} дорівнює питомому значенню (на одиничне радіальне зміщення) повороту ЛК відносно радіального напрямку.

Рівняння похідних по параметрах з урахуванням виконаних позначень та спрощень можна записати, використовуючи деяку допоміжну функцію $C(\rho, H)$ (рис. 2.):

$$\frac{\partial\theta}{\partial\rho} = -H \cdot \cos \alpha \cdot C(\rho, H); \quad \frac{\partial\theta}{\partial H} = -SI(\rho, z) \cdot C(\rho, H); \quad , \quad (2.22)$$

де θ_{ρ} , θ_H – похідні рівняння зв'язку, які залежить від відстані H , діаметральних розмірів інструмента та кута правки $SI(\rho, z)$ див. позначення:

$SI(\rho, z) = R_{\max} \cdot \cos^2 \alpha - \rho \cdot \cos \alpha - z \cdot \sin \alpha$; $C(\rho, H)$ – деяка функція, що введена для зручності (рис. 2.4):

$$C(H, z, \alpha) = \frac{SI(\rho, z) \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha \cdot \sqrt{(SI(\rho, z))^2 - H^2 \cdot \cos 2\alpha}}{(SI(\rho, z))^2 + H^2 \cdot \sin^4 \alpha} \cdot \sqrt{(SI(\rho, z))^2 - H^2 \cdot \cos 2\alpha} \quad (2.23)$$

Отже, використовуючи функцію $C(\rho, H)$, можна знаходити як рівняння зв'язку, так і часткові похідні до нього по параметрах (ρ, H) .

Аналізуючи графічні залежності допоміжної функції $C(\rho, H)$ можна зробити наступні висновки.

1. Функція завжди додатна $C(\rho, H) > 0$, тому проекція характеристики не проходить через ось круга. Це можливо лише для значення $H=0$.

2, Функція $C(\rho, H)$ майже лінійно залежить від параметра ρ , та може бути апроксимований квадратичною (та навіть лінійною) залежністю від H для різних кутів правки α . Звідси, враховуючи (2.23) лінійно повинні змінюватись похідні θ_ρ, θ_H

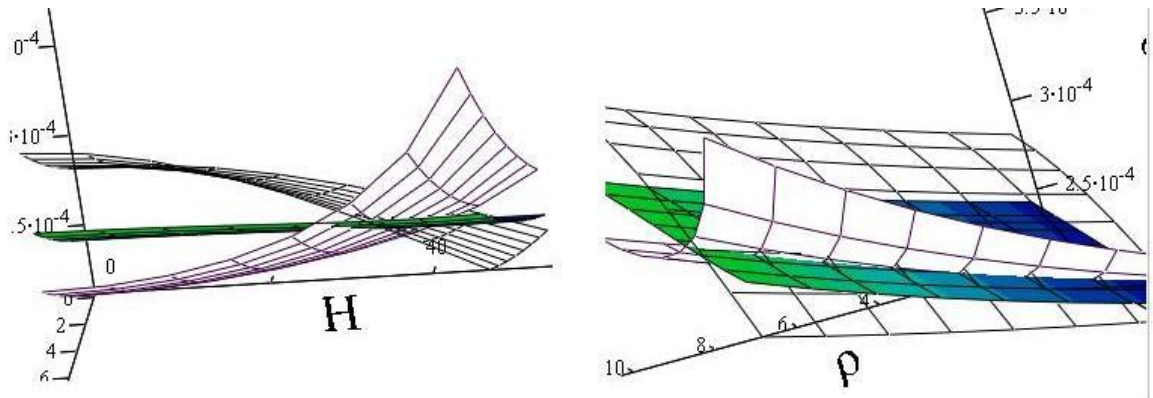


Рис. 2.4 Графік допоміжної функції $C(\rho, H)$, викликаний зміною кута правки круга α

З метою спрощення допоміжної функції $C(\rho, H)$, можна надати більш зручного для практичного використання вигляду (рис 2.5)

$$C(H, z) = K_1 \cdot \rho + K_2 \cdot H^2 + K_3 \quad (2.24)$$

де коефіцієнти K_1, K_2, K_3 знаходять за принципом Лежандра мінімізуючи похибку .

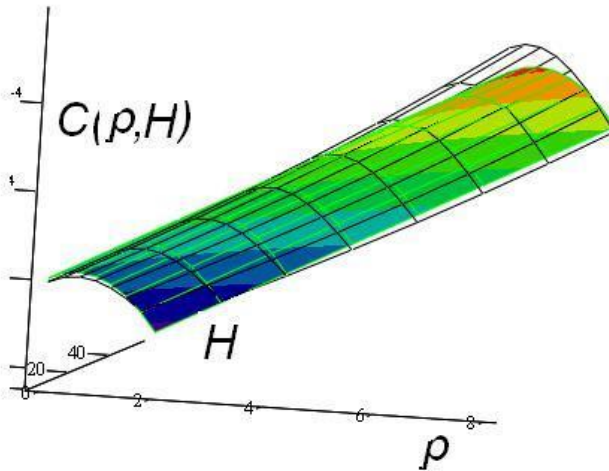


Рис. 2.5 Апроксимована поліномом залежність $C(\rho, H)$

$$S = \sum_{i=1}^N [K_1 \cdot \rho_i + K_2 \cdot (H^2)_j + K_3 - C(\rho_i, H_j)]^2 = \min,$$

$$\frac{\partial S}{\partial K_1} = \frac{\partial S}{\partial K_2} = \frac{\partial S}{\partial K_3} = 0, \quad (2.25)$$

де значення функції дискретно визначені за рівнянням (2.23).

Використовуючи допоміжну функцію $C(\rho, H)$, зміну кута $\theta(H)$ у функції зміни розміру H можна представити:

$$\theta(H) = R(\rho) \cdot \int_0^H C(\rho_0, H) \cdot dH = R(\rho) \cdot \left[(K_1 \cdot \rho_0 + K_3) \cdot H + K_2 \cdot \frac{H^3}{3} \right] \quad (2.26)$$

Проаналізуємо побудову характеристики.

На рисунку 2. показано знаходження характеристики на торці круга графічним способом. На лівій частині рисунку 2.,а знаходять перетин поверхні утвореної обертанням осі деталі l у СК інструменту осьовою площиною круга.

На правій частині (2.,б) показано, як знаходиться положення характеристики, використовуючи властивість поверхні обертання, для якої даний напрям проходить через ось.

Крім того, в місці характеристики напрямки векторів нормалей до поверхонь деталі та інструмента співпадають.

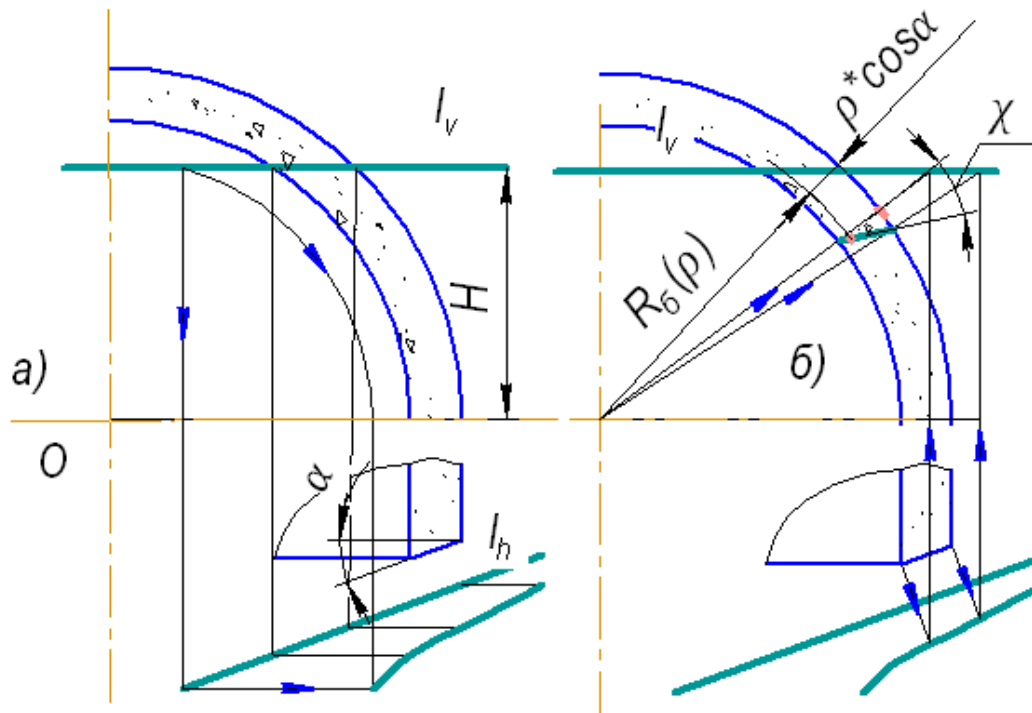


Рис.2.6 Схема знаходження ЛК на робочій поверхні (а – обертання характеристики навколо осі інструмента; б – знаходження точок характеристики E відновленням положення нормалей до конічної торцевої поверхні)

Аналізуючи побудови можна дійти наступних висновків.

Напрям характеристики відхиляється від радіального на кут χ , тому її проекція не проходить через вісь, крім випадку коли $H = 0$. ЛК визначає профіль впалої форми.

На рисунку 2.7 показані робоча конічна поверхня чашкового круга, характеристика та спряжений з нею фрагмент обробленої поверхні деталі у межах рядка, отриманий обертанням характеристики навколо осі деталі. Для аналізу можливості ефективного формоутворення розраховані різні ділянки вздовж осі деталі. Рисунок демонструє орієнтацію вектора швидкості різання у функції міжосьової відстані H .

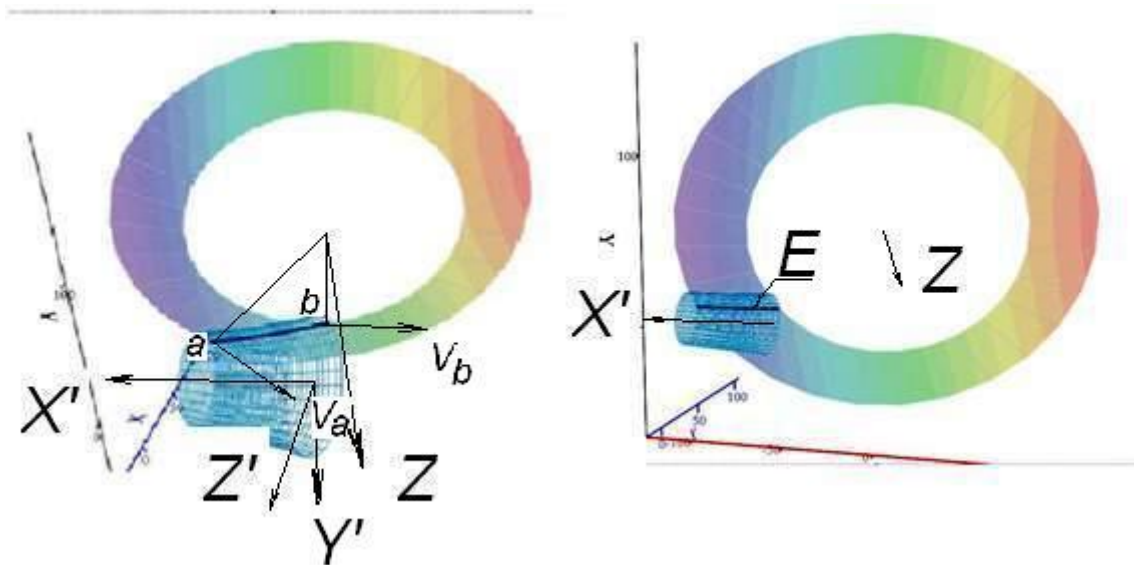


Рис.2.7 Формоутворення заправленим торцем круга рядка на поверхні деталі при різних значеннях відстані між осями

Отже, характерним для методу формоутворення є взаємний зв'язок між кривизною ділянки профілю поверхні деталі, кутом нахилу дотичної у базовій точці та радіальним розміром цієї ділянки.

Аналіз впливу наладки верстату на формоутворення доцільно проводити, використовуючи відомі рівняння диференціальної геометрії.

Відомо [10], що для довільної гладкої поверхні, кривизну нормального перерізу визначають згідно теореми Ейлера

$$K_{\chi} = K_1 \cdot \cos^2 \chi + K_2 \cdot \sin^2 \chi; \quad (2.27)$$

де χ – кут орієнтації навколо головної нормалі між ейлеревим та головним перерізами, K_{χ}, K_1, K_2 – ейлерева та головні нормальні кривизни, причому для конічної поверхні з кутом конусу α вони відповідно дорівнюють

$$K_1 = 0, \quad K_2 = \frac{\sin \alpha}{[R_{\max} - \rho \cdot \cos \alpha]} = \frac{\sin \alpha}{R_{\bar{\sigma}}};$$

$R_{\bar{\sigma}} = R_{\max} - \rho_{\bar{\sigma}} \cdot \cos \alpha$ – радіус базової точки, де контактують номінальні поверхні інструмента і деталі.

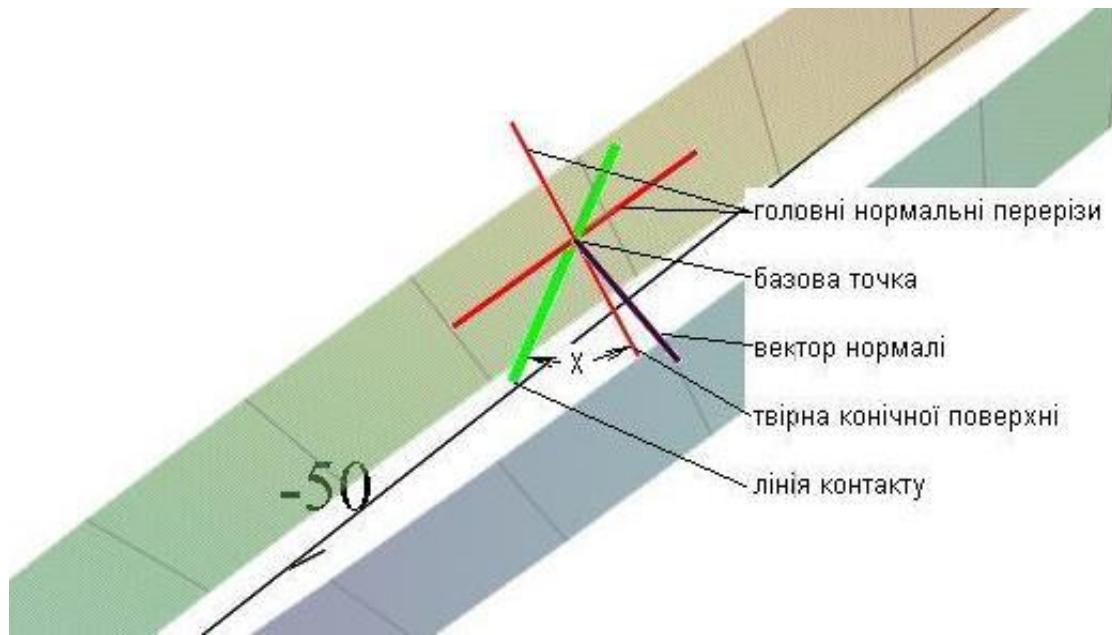


Рис.2.8 Схема до визначення кривизни конічної поверхні торця

Отже кривизну перерізу, повернутого навколо головної нормалі конічної поверхні торця на кут χ , визначають:

$$K_{\chi} = \frac{\sin \alpha}{R_{\sigma}} \cdot \sin^2 \chi; \quad (2.28)$$

У рівнянні невідомим є кут χ між характеристикою та радіальним напрямком, який відповідає орієнтації навколо головної нормалі [10].

Косинус кута χ між додатними напрямками довільних кривих поверхні, наприклад твірної конусу (перша) та дотичною до характеристики (друга лінія), знаходять, використовуючи коефіцієнти квадратичної форми [10]

$$\cos \chi = \frac{E \cdot \theta_1 \cdot \theta_2 + F \cdot (\theta_1 \cdot \rho_2 + \rho_1 \cdot \theta_2) + G \cdot \rho_1 \cdot \rho_2}{\sqrt{E \cdot \theta_1^2 + 2F \cdot \theta_1 \cdot \rho_1 + G \cdot \rho_1^2} \cdot \sqrt{E \cdot \theta_2^2 + 2F \cdot \theta_2 \cdot \rho_2 + G \cdot \rho_2^2}} \quad (2.29)$$

де E, F, G – коефіцієнти першої квадратичної форми конічної поверхні абразивного інструмента, які визначають з врахуванням рівняння (2.16)

$$\begin{aligned}
E &= \left| \frac{\partial r(\theta, \rho)}{\partial \theta} \right|^2 = [R_{\max} - \rho_{\sigma} \cdot \cos \alpha]^2 = R_{\sigma}^2; \\
F &= \frac{\partial r(\theta, \rho)}{\partial \rho} \cdot \frac{\partial r(\theta, \rho)}{\partial \theta} = 0; \\
G &= \left| \frac{\partial r(\theta, \rho)}{\partial \rho} \right|^2 = 1;
\end{aligned} \tag{2.30}$$

Похідні у рівнянні (2.29) визначають, враховуючи що для цих ліній значення параметрів задовольняють умовам: для твірної (перша лінія)

$$\theta_1 = const, \text{ отже } \theta_1^* = 0; \quad \rho_1^* = 1;$$

для лінії контакту (друга лінія) – $\theta_2(\rho) = var$ – отримано апроксимацією рівняння (2.19) $\theta_2^*(\rho) = \theta_{\rho}^*$; $\rho_2^* = 1$.

Тоді значення косинусу кута χ між твірною та характеристикою на конічній поверхні інструмента, визначають

$$\cos \chi = \frac{1}{\sqrt{[R_{\sigma} \cdot \theta_{\rho}^*]^2 + 1}} \tag{2.31}$$

Знайдемо кут нахилу дотичної:

$$\sin^2 \chi = \frac{[R_{\sigma} \cdot \theta'_{\rho}]^2}{[R_{\sigma} \cdot \theta'_{\rho}]^2 + 1}. \tag{2.32}$$

З врахуванням (2.28) та (2.32), визначають кривизну поверхні інструмента вздовж характеристики:

$$K_{\chi} = K_2 \cdot \sin^2 \chi = \frac{R_{\sigma} \cdot \theta_{\rho}^{\prime 2} \cdot \sin \alpha}{[R_{\sigma} \cdot \theta'_{\rho}]^2 + 1}, \tag{2.33}$$

Значення похідної θ_{ρ} по параметру знаходять з рівняння (2.22).

Тоді радіус кривизни, як зворотну величину, знаходять (рис.2.19):

$$R_\chi = \frac{R_\sigma}{\sin \alpha} \cdot \operatorname{tg} \chi \quad (2.34)$$

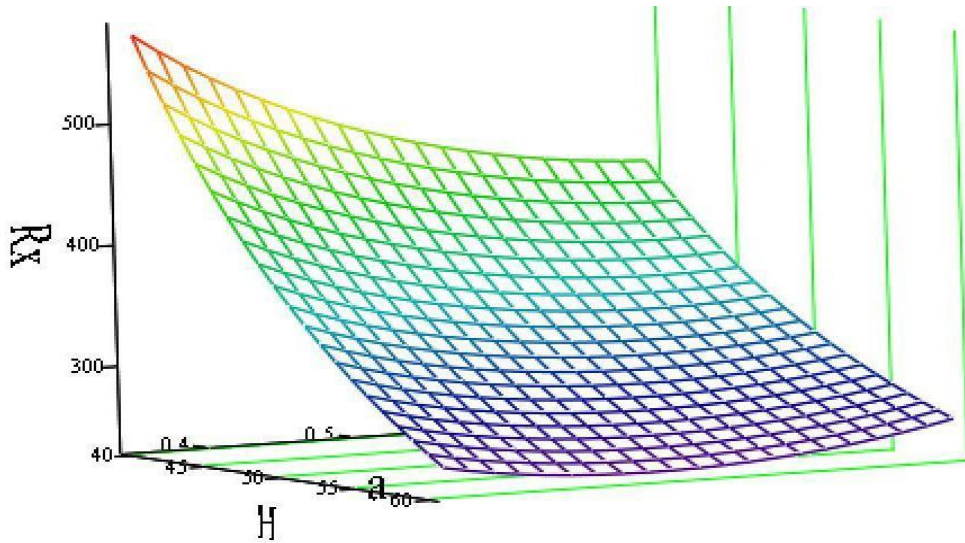


Рис.2.9 Радіус кривизни у функції відстані H між осями та кута правки α

Як видно з рисунку, плоский Ейлерів переріз поверхонь деталі та інструмента, що проходить через характеристику, є поверненим відносно осьової площини деталі. Тому її кривизна буде відрізнятися від знайденої за рівнянням (2.33).

Головні Ейлереві перетини деталі, як поверхні обертання, проходять через її ось та вектор відносного руху подачі $\vec{v}_{oi}(\theta, \rho)$. Тому, косинус кута ψ профілю деталі визначають через скалярний добуток:

$$\cos \psi(\alpha, H) = \frac{\overline{D_E} \cdot \vec{i}}{|\overline{D_E}|}, \quad (2.35)$$

Одиничний вектор $\overline{D_E}(\rho)$ дотичний до характеристики E перенесений до СК деталі має проєкції:

$$\overline{D_E}(\rho_\sigma) = \frac{\partial \vec{r}(\theta(\rho_\sigma), \rho_\sigma)}{\partial \rho} = \begin{bmatrix} \cos \theta_\sigma \cdot \cos \alpha - \theta'_\rho \cdot R_\sigma \cdot \sin \theta_\sigma \\ \theta'_\rho \cdot R_\sigma \cdot \cos \theta_\sigma + \sin \theta_\sigma \cdot \cos \alpha \\ -\sin \alpha \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

$$|\overline{D_E}(\rho_\sigma)| = \left| \frac{\partial \vec{r}(\theta(\rho), \rho)}{\partial \rho} \right| = \sqrt{1 + (\theta'_\rho \cdot R_\sigma)^2} = \frac{1}{\cos \chi}$$

де $\theta_6 = \theta(\rho_6)$ – значення кутового параметра θ конічної поверхні торця у базовій точці характеристики E .

Кут θ_p' між дотичною до ЛК та радіальним напрямком: $\tan \chi(H, \alpha) = \theta' \cdot R$.

У базовій точці необхідно витримати рівність як кута ψ нахилу профілю, так і відповідних радіальний розмір R_d . У цій точці кривизна інструмента повинна наближатись, але бути дещо меншою від кривизни деталі.

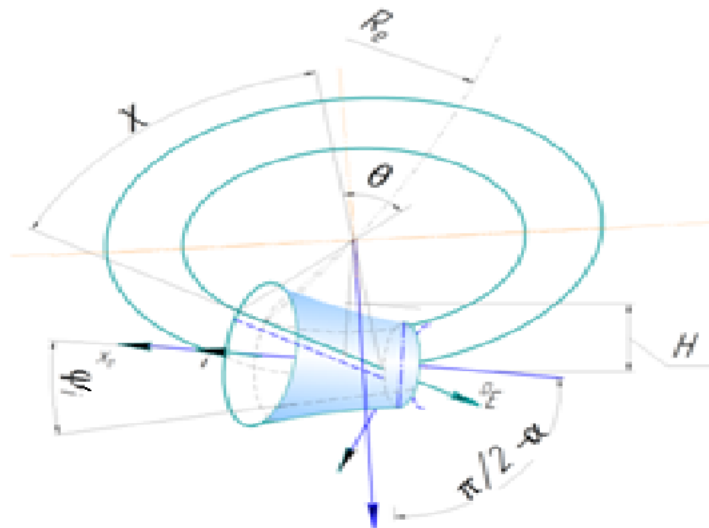


Рис.2.10 Схема до знаходження кута ψ нахилу ділянки профілю деталі (відносно розташування векторів \bar{D}_E, \bar{V} дотичних до характеристики E)

Кутом χ повороту лінії контакту можна керувати шляхом зміни відстані H між осями. Проведене дослідження графіків нахилу дотичних та кривизни у точках дотику деталі та поверхні інструменту. Розрахунки проведені декількома способами. Результати свідчать, що кути визначені нахилу дотичних, відрізняються незначно. залежність зміни діаметральних розмірів профілю від розміру H отримують: $R_{\theta_6}(H) = R_0 + \int_{H_0}^{H_1} dR_{\theta_6}(H)$.

Алгоритм визначення локальної геометрії на основі скалярного добутку векторів показаний на рисунку 2.11.

Залежності кривизни від параметрів наладки верстату H, α представлені на рисунку 2.12. при кутах правки: $\alpha=0^\circ$ (а) та для $\alpha=20^\circ$ (б) у залежності від міжосьової відстані H .

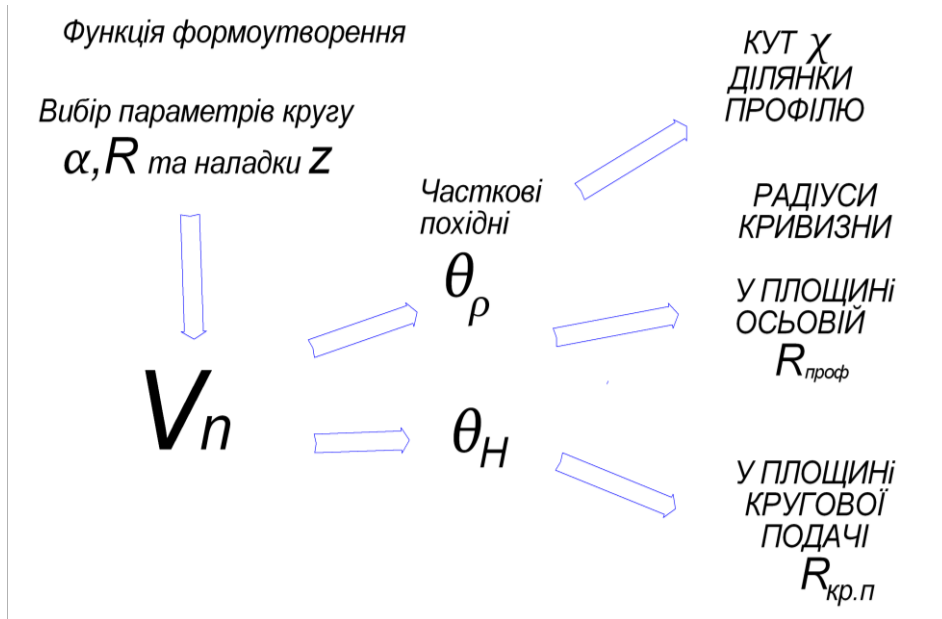


Рис.2.1 Розрахунок локальної геометрії залежно від R та відстані H

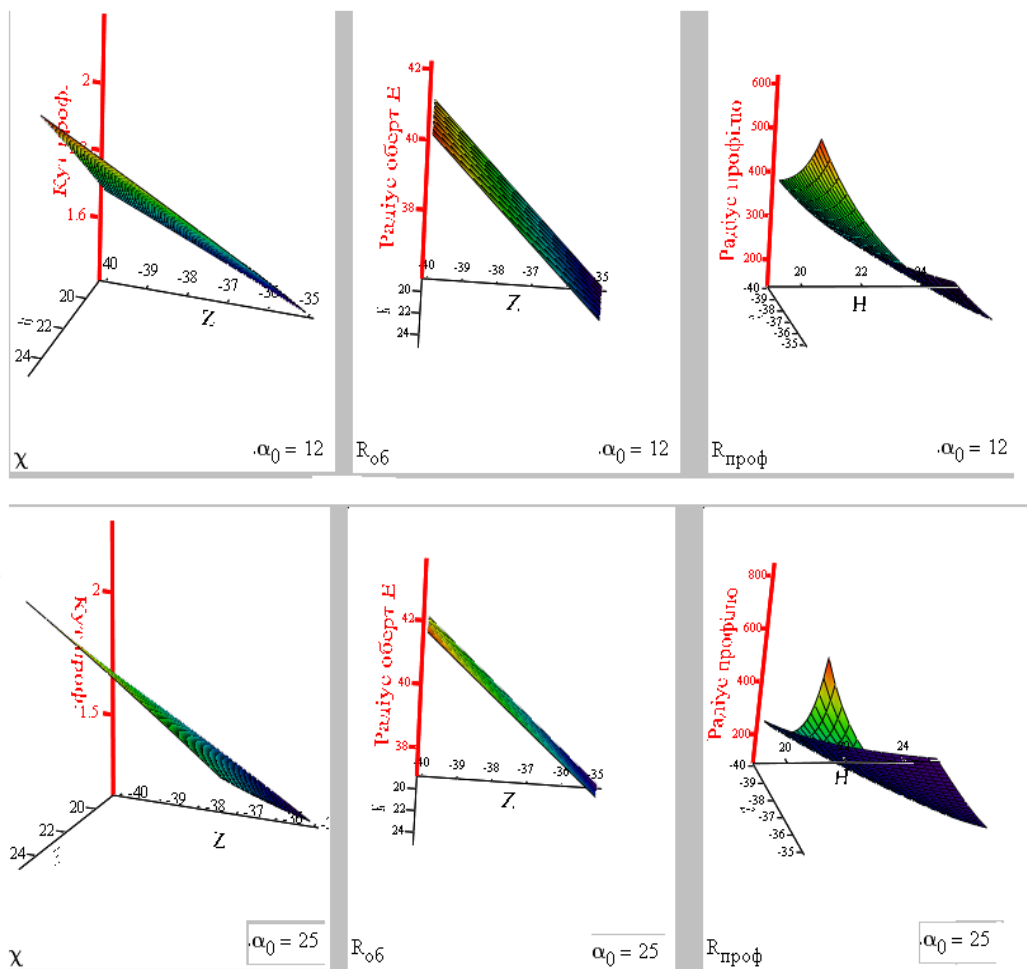


Рис.2.12 Зміна профілю заготовки по ширині рядка

Зміна відстані H між осями в межах діапазону 25-35 при куті орієнтовно $\alpha=35$ і відстані $z=-20$ призводить до повороту графіків.

Розроблений спосіб [9] може бути використаним на верстаті з ЧПК (рис.2.13) для шліфування ступінчатих валиків. Підвищення продуктивності викликано роботою круга в режимі глибинного шліфування при поздовжньому русі та фіксованій відстані між осями H .

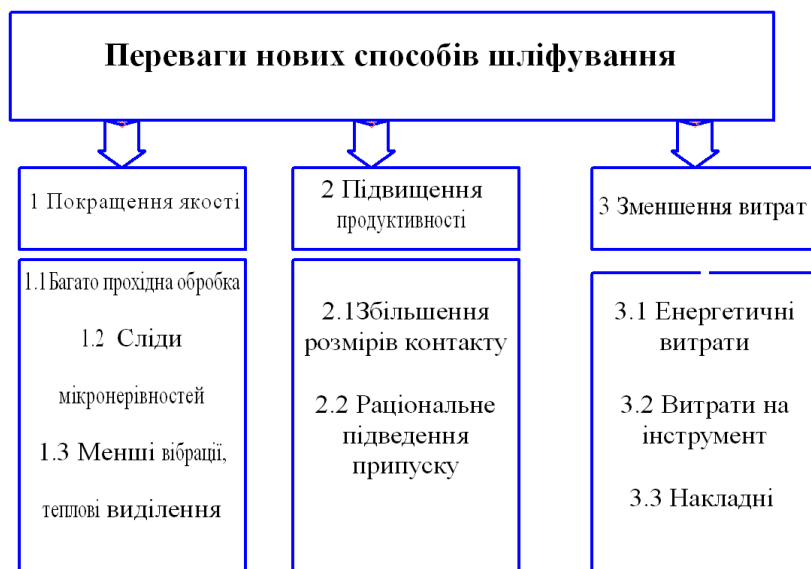


Рис. 2.13 Переваги нових способів

Глава 3. Визначення параметрів зрізу, режимів поздовжнього та торцевого шліфування

Метою глави є визначення параметрів зрізу та режимів процесу шліфування пластичних матеріалів при різноманітній кінематиці із урахуванням стану робочої поверхні круга (РПК).

Під товщиною зрізу розуміють [3,12] найкоротшу відстань між сусідніми поверхнями різання. Відомо, що рівняння товщини зрізу є основним в теорії шліфування [3] та визначає: продуктивність, якість, ефективність, силову та теплову напруженість, потужність. Пропонується визначати відсоток різальних кромок серед загальної кількості тих, що контактують, та інтервали часу між контактами.

Доведена [18], необхідність враховувати вплив утвореного забірною конуса на деталі та поздовжньої подачі.

3.1 Дослідження товщини шару, що зрізується кромкою

Відсоток різальних кромок, серед тих, що контактують, товщина зрізів, їх форма визначаються кінематикою процесу, матеріалом абразиву, часом роботи круга після правки. Експериментальним шляхом для широкого діапазону швидкостей різання та різноманітних абразивних матеріалів отримані дані по визначенню верхнього та нижнього граничних значень товщини [2,3]. При верхньому значенні товщини шару, що зрізується, відбувається значне зношення круга, а якщо менша – то лише процеси деформації та перемішування металу. Товщина зрізу кромкою, визначає продуктивність та ефективність обробки деталей, стійкість інструмента, знос зерен, теплову напруженість, глибину рисок та якість поверхні.

Отримані залежності не враховують одночасний вплив параметрів РПК та кінематичних, відносну орієнтацію інструмента, кривизну поверхонь, процеси деформування металу різальними кромками.

Досвід провідних світових фірм показує [1] можливість ефективної обробки матеріалів на великих швидкостях різання при значному зменшенні зносу круга. Останнім часом усе більша кількість наукових праць спрямована на те, щоб встановити ймовірний характер процесу шліфування [11].

Наведена методика узагальнена для довільної кінематики, наприклад, торцевого шліфування [12]. Різальну кромку в межах РПК, прийнято характеризувати рядом параметрів [2,3,12]:

- розташуванням вершини зерна щодо рівня найбільш виступаючого;
- радіусом заокруглення вершини зерна ρ .

Метою розділу є аналіз імовірнісної математичної моделі параметрів процесу шліфування кромкою зерна у межах контакту орієнтованого круга, із урахуванням режимів, стану РПК та їх зміною за часом. Слід оцінити за часом:

1. мінімальне (початкове) та максимальне значення товщини.
2. функцію розподілення, диференціюванням її за часом – щільність розподілення та елемент ймовірності.
3. математичне очікування (МО) та середнє квадратичне відхилення (СКВ) розподілення.

У якості вхідних даних необхідно вказати стан РПК, кінематику процесу різання, розміри контакту, обумовлені режимами. Слід врахувати визначальне рівняння, зміну характеру роботи кромки тощо [3].

Процес різання можна представити за допомогою розміченого графу Марківського [11,13], що здійснюється за безперервним часом (рис 3.1). Вершини графу відповідають дискретним станам:

- S1 – різальна кромка не входила в контакт з металом заготовки;
- S2 – відбувається пластичне деформування металу без його зрізання;
- S3 – відбувається процес різання з утворенням стружки.

Таким чином, стан *S1* є початковим, а *S3* – кінцевим. Процеси сколювання зерен та їх зношення не враховують через малий опосередкований вплив на товщину зрізу.

Для відомих методів шліфування (круглого, торцевого та інших) глибина Z_3 початку процесу різання кромкою значно більша ніж Z_2 входження її до контакту, тобто різання починається при достатньо тривалому контактуванні.

Це дозволяє спростити граф процесу шліфування враховуючи лише дві його вершини: контактування та різання та лише один незалежний потік подій між ними, що спрощує матрицю переходів між станами та подальші розрахунки. Отже, матриця переходів має вигляд

$$A(k) = \begin{vmatrix} p_{22}(k) & p_{23}(k) \\ 0 & 1 \end{vmatrix}$$

(3.1)

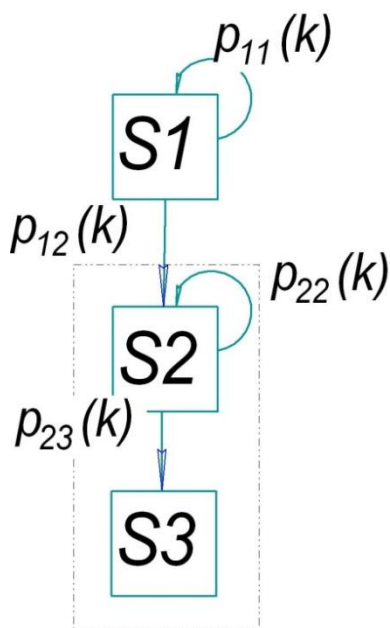


Рис. 3.1 Розмічений граф

Марківського процесу шліфування

Визначимо імовірності переходу між вершинами графа процесу різання, які відповідають зміні стану стохастичної матриці системи за дуже малий час Δt . Наприклад, знаходження ймовірності $p_{12}(k)$ переходу до стану S2 (пластичне деформування металу), та для будь яких переходів, слід визначити за допомогою інтенсивності потоку подій $j_{12}(k)$, яку, у свою чергу, віднаходять як середнє число, що припадає на одиницю часу [15]: Виходячи з ординарності контакту

різальних кромок з металом (по одній, а не парами), імовірна кількість подій m . В залежності від параметра закону Пуассона a_k , визначають:

$$P(m, a_k) = \frac{a_k^m}{m!} \cdot e^{-a_k}, \quad (3.2)$$

де m – число різальних кромок, що вступило в контакт (кількість подій, або при їх відсутності $m=0$). Отже: $P_0(\tau, \tau + \Delta\tau) = P(0, a_k) = e^{-a_k}$.

Параметр $a_k = \lambda(\tau) \cdot \Delta\tau$ стаціонарного закону Пуассона визначає число подій-контактів за проміжок деякого малого часу $\Delta\tau$, де $\lambda(\tau)$ – щільність подій закону Пуассона в момент τ_k . Цей параметр a_k знаходять множенням кількості кромок $N(z_k)$ на одиниці довжини РПК глибиною меншою z_k , на пройдений шлях $L = v_{кр} \cdot \Delta\tau$, де $v_{кр}$ швидкість різання. Для нестационарного потоку Пуассону параметр a_k^* є змінним за часом. Для деякого інтервалу $[\tau, \tau + \Delta\tau]$

$$a_k^* \approx \tau_k \cdot v_{кр} \cdot \int_0^{\tau_k} N(x(\tau)) \cdot d\tau, \quad (3.3)$$

де $0 \leq x(\tau_k) \leq 1$ – відносна глибина проникнення металу щодо висоти профілю РПК, у деякий відрізок τ_k , що триває, у свою чергу, її визначають

$$x_k = \frac{z_k}{H_n} = \frac{1}{H_n} \cdot \int_0^{\tau_k} V_n(\tau_k) \cdot d\tau, \quad (3.4)$$

$V_n(\tau_k)$ – проекція вектора швидкості \vec{V} відносного руху подачі заготовки виражена у функції часу τ на напрям нормалі \vec{n} до поверхні інструмента, H_n – висота профілю РПК, мкм.

Інтегральна функція розподілення положення кромок по висоті H_n профілю РПК зв'язана з кількістю кромок $N(x_k)$ співвідношенням

$$N(x_k) = N_n \cdot F(x_k), \quad (3.5)$$

де x_k – відносна висота профілю, N_n – питоме число кромок РПК.

Параметр a_k^* залежить від положення інтервалу на осі часу τ_k .

Отже, імовірність – жодне зерно не вступило до контакту з металом, $m=0$ за деякий час τ_k , що визначають переходом системи різання на k кроків, із урахуванням виразів (3.2) - (3.4) [14]:

$$P_0(\tau_k) = P(0, a_k^*) = e^{-a_k^*} = e^{-\tau_k \cdot v_{кр} \cdot \int_0^{\tau_k} N(x(\tau)) \cdot d\tau}, \quad (3.6)$$

Імовірну кількість кромок $N(z_k)$, на одиниці довжини РПК глибиною не більшою z_k , можна, визначити з рівняння [3,10]

$$N(x_k) = N_n \cdot F(x_k) = N_n \cdot A_z \cdot \int_0^{x_k} t^{\gamma-1} (1-t)^{\eta-1} dt, \quad (3.7)$$

де γ_z, η_z – параметри бета-розподілення, визначені для закону, що характеризує число кромок по висоті z ,

$$A_z = \frac{\Gamma(\gamma_z + \eta_z)}{\Gamma(\gamma_z) \cdot \Gamma(\eta_z)} - \text{постійний коефіцієнт, який визначають за параметрами}$$

бета-розподілення; t – робоча змінна, x_k – безрозмірна глибина (див.(3.4)), $\Gamma(\eta_x)$ – гама функція.

Для можливого спрощення розрахунків, враховуючи незначну відносну висоту РПК що контактує $x_k = \frac{z_k}{H_n}$, можна використати наближену функцію:

$$N_z^*(x) \approx Kt \cdot A_z \cdot N_n \cdot [x^\gamma - x^{\gamma+\eta-1}], \quad (3.8)$$

де; коефіцієнт Kt знаходять згідно принципу Лежандра, мінімізуючи квадрат різниці між значеннями $Kt = \min(N_z^*(x) - N_z(x))^2$.

Порівняння проведеної заміни залежностей (3.7) на (3.8) можна проілюструвати на графіку рис.3.2.

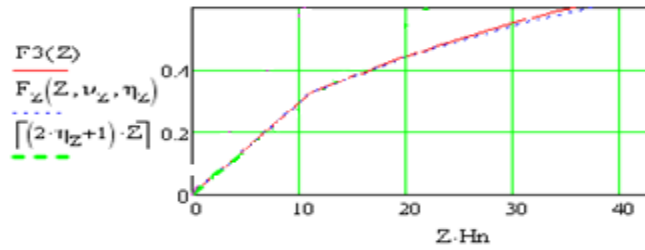


Рис. 3.2 Порівняння залежностей (3.7) та (3.8)

Як видно, така заміна припустима, враховуючи те що контактує лише верхній шар РПК (глибина зрізу рідко буває більшою 10 мкм).

Далі, враховуючи (3.6), визначають імовірність відсутності контакту:

$$P_0(\tau_k) = e^{-a_k} \approx \exp(-N_n \cdot \tau_k \cdot v_{кр} \cdot 10^3 \cdot A_z \cdot \int_0^{\tau_k} N(x_k) \cdot d\tau). \quad (3.9)$$

Із використанням стандартної функції MathCAD функції бета-розподілення, дане рівняння можна записати у вигляді:

$$P_0(\tau_k) = \exp(-N_n \cdot (\tau_k \cdot v_{кр} \cdot 10^3) \cdot pbeta(x_k)), \quad (3.10)$$

де $F(x)=pbeta(x)$ – інтегральна функція положення кромки по висоті РПК для закону бета-розподілення у пакеті програм MathCAD.

Для знаходження елемента імовірності слід провести диференціювання рівняння (3.10) за часом τ .

Використовуючи правила похідної добутку та складної функції:

$$\left. \frac{dP_0(\tau)}{d\tau} \right|_{\tau=\tau_k} = -P_0(\tau_k) \cdot N_n \cdot v_{кр} \cdot 10^3 \cdot \left\{ F(x(\tau_k)) + \tau_k \cdot f(x(\tau_k)) \cdot \frac{V_n(\tau_k)}{H_n} \right\}. \quad (3.11)$$

Тут $f(x)=dbeta(x)$ – щільність розподілення кромки по висоті РПК для

закону бета-розподілення, $\frac{dX}{dz} = \frac{1}{H_n}$, $\frac{dz}{d\tau} = V_n(\tau)$, $X(\tau_k) = \frac{\int_0^{\tau_k} V_n(\tau) \cdot d\tau}{H_n}$, $\frac{V_n(\tau_k)}{H_n}$ –

відносні висота та нормальна швидкість, віднесені до висоти профілю H_n РПК, τ , τ_k – деякий час в межах проходження кромкою області контакту.

У якості перевірки рівняння (3.11) можна використати, умову повної суми елементів імовірності як несумісних подій.

$$\frac{1}{\tau_k} \cdot \int_0^{\tau_k} \frac{\partial P_0(\tau)}{\partial \tau} \cdot d\tau \equiv 1 \quad (3.12)$$

Далі визначають M_0 та дисперсію (або $СКВ$) імовірних інтервалів часу $\Delta \tau_k$ між контактами кромки за відомими правилами [23]:

$$m_{\Delta\tau}(\tau_k) = \int_0^{\tau_k} \tau \cdot \frac{\partial P_0(\tau)}{\partial \tau} \cdot d\tau, \quad a$$

$$D_{\Delta\tau}(\tau_k) = \int_0^{\tau_k} \tau^2 \cdot \frac{\partial P_0(\tau)}{\partial \tau} \cdot d\tau \quad , \quad (3.13)$$

Таким чином, ймовірність контакту є функцією від проміжку часу. Проявляються статистичний (марка інструменту, стан РПК A_z, N_n, H_n) та кінематичний ($V_{кр}, V_n$) ефекти [231]. Можна (3.4) знайти глибину проникнення припуску всередину РПК для різних методів шліфування.

Довірчий інтервал часу $m_{\Delta\tau}$ між сусідніми контактами знаходиться в межах інтервалу $[0, \dots, 3\sigma_{\tau}]$ із параметрами розподілення M_{τ}, σ_{τ} (рис.3.3):

$$\Delta\tau = [0 \dots 3\sqrt{D_{\tau}}] \quad . \quad (3.14)$$

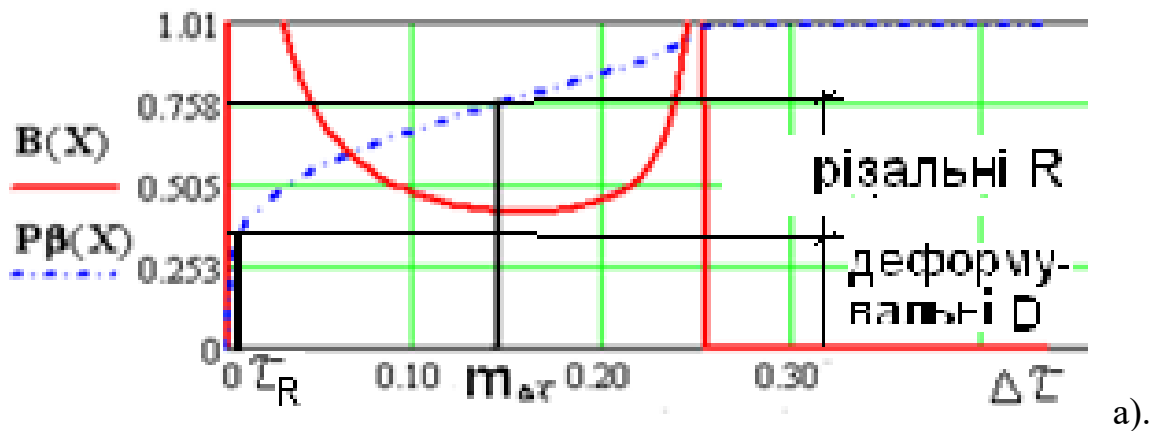


Рис. 3.3 Функція та щільність розподілення інтервалів часу $m_{\Delta\tau}$

Графіки функції та щільності розподілення побудовані для умов круглого поздовжнього шліфування з параметрами $m_{\Delta\tau}=0,15\text{с}$, $\sigma_{\Delta\tau}=0,16\text{с}$, $X = \Delta\tau/3\sigma_{\tau}$.

Проаналізуємо виконання умов необхідних для переходу кромки від пластичного деформування до різання, які, згідно сучасних уявлень, описують так званим визначальним рівнянням. Відповідно до одного із сучасних уявлень [3], такою умовою є граничне відношення (a_z/ρ) – глибини проникнення z_k металу вглиб РПК до радіуса ρ заокруглення кромки. Для визначення мінімального значення відношення (a_z/ρ) використані залежності, які (рис.3.4,а) отримані під час шліфування похилої пластини сталі 45 зерном з абразивного матеріалу 24А. Їх аналіз дозволяє зробити висновок про можливість апроксимації (рисунок 3.4 б, в). Відмітимо експериментальний характер, чисельність дослідів та відносно простий вигляд рівняння регресії.

При мінімальному значенні відношення (a_z/ρ) процес різання лише починається, а гарантовано відбувається в області над графіком – позначена як z_{0v} для даної швидкості різання $v_{кр}$. Використовуючи для апроксимації теорему Лежандра, після множення відношення на радіус ρ , отримують значення коефіцієнтів регресії:

$$z_R = a_z(\rho, v_{кр}) \geq K_1 \cdot v_{кр}^2 - K_2 \cdot v_{кр} + K_3 \cdot \rho - K_4 \cdot \rho \cdot v_{кр} + K_5, \text{ де} \\ K = [0,00074 \quad 0,15 \quad 0,038 \quad 0,00025 \quad 8,75]^T \quad . \quad (3. 15)$$

Для спрощення, пропонується враховувати починаючи з $\rho = \rho_{сер}$.

Додаткове заглиблення кромки щодо рівня найбільш виступаючих, обумовлене різним положенням по висоті РПК, визначають за правилом математичного сподівання:

$$\Delta z(x_k) = H_n \cdot x_k = H_n \cdot \int_0^{x_k} t * f(t) \cdot dt, \quad (3. 16)$$

де $f(t) = A_x \cdot t^{\gamma_x-1} (1-t)^{\eta_x-1} = dbeta(t)$ – щільність розподілення положення кромки по висоті РПК, t – робоча змінна; γ_x, η_x – параметри бета-розподілення;

H_n – найбільше значення висоти профілю РПК, мкм, $A_x = \frac{\Gamma(\gamma_x + \eta_x)}{\Gamma(\gamma_x) \cdot \Gamma(\eta_x)}$ – коефіцієнт.

Тут відносну глибину визначають згідно (3.4), а добуток $f(t) \cdot dt$ являє собою елемент імовірності.

Рівняння (3.16) зручно апроксимувати залежністю (рис.3.4):

$$A_x(x_k) = \frac{\Delta Z_{\max}}{H_n} = C * (x_k)^{P_w}, \quad (3.17)$$

де C, P_w – коефіцієнти.

Відносне імовірне значення A_x зрізу кромкою при заглибленні припуску на X

$$A_{X(X)} := A_z \cdot \int_0^X t \cdot [t^{\nu \cdot z^{-1}} \cdot (1-t)^{\eta \cdot z^{-1}}] dt$$

$$C_{\text{гп}} := C_{k_{\text{пт-1}}} = 0.58 \quad P_w := 1.59 \quad A_x(X) := C_{\text{гп}} \cdot X^{P_w} \quad a_{z1}(X) := H_n \cdot A_x(X)$$

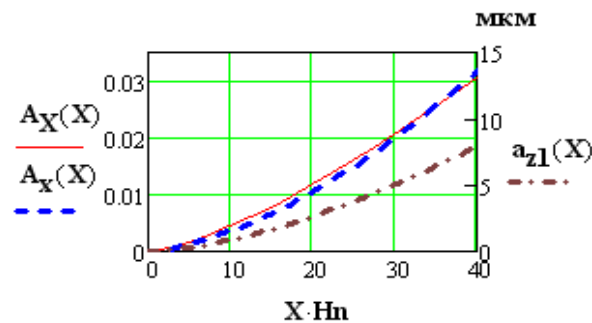


Рис.3.4 Визначенню відносної висоти додаткового заглиблення кромки.

Отримують мінімальне заглиблення z_R початку різання – границі областей $D|R$ (рис.3.5). Затушовані області відповідають можливому переходу процесу від деформування до різання ($D|R$). Об'єм, побудований над областю, D визначає імовірність $P(x_k)$ деформування кромкою та перехід ($D|R$) до різання R за рівнянням (3.15) при заглибленні більшому z_{0v} на висоту $\Delta z(x_k)$. поверхня являє собою функцію розподілення системи величин (z, ρ) та повністю залежить від марки круга, стану РПК після правки. За часом, при затупленні, вона змінює своє положення.

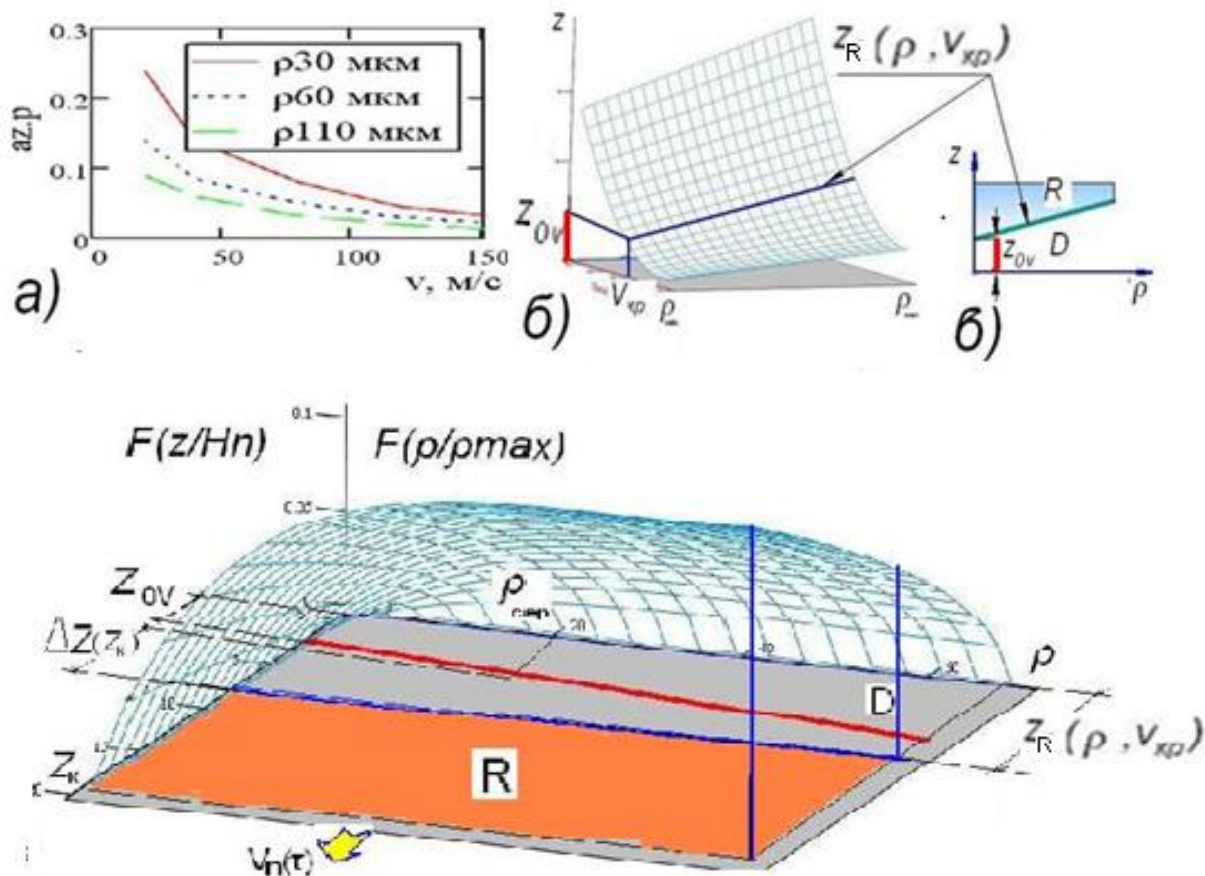


Рис. 3.5 Залежності найменшого відношення a_z/ρ , (а); апроксимація (б); області де відсутнє D , та де починається різання R (в)

Імовірність переходу до процесу різання (рис.3.1) в момент заглиблення в РПК на X_k , являє собою об'єм V_R над областю R , яка дорівнює інтегральній функції системи випадкових величин в межах її, а об'єм V_{R+D} над областями $(D+R)$ пропорційний загальній кількості кромок, що контактують.

Параметри РПК (ρ, z) , які характеризують її стан, є незалежними, отже:

$$P(x_k) = \iint_{D+R} f(x, \rho) dx \cdot d\rho = \int_0^{x_k} f(x) \cdot \left(\int_0^{\rho(x_k)/\rho_{\max}} f(\rho) d\rho \right) dx = F_z(x_k). \quad (3.18)$$

Інтеграл у дужках орієнтовно дорівнює одиниці, тоді, при зміні глибини z_k проникнення металу;

$$P(x_k) = \iint_{D+R} f(x, \rho) dx \cdot d\rho = F(x_k). \quad (3.19)$$

Рівняння (3.19) можна пояснити: об'єм під графіком поверхні в межах області (D|R) відповідає відсотку кромки, в межах області R дорівнює $F(X(\tau))$, та визначає частку тих, що зрізують припуск.

Отже, інтегральну функцію положення кромки $F(X)$ можна визначити:

$$F(X) = A_x \cdot \int_0^X f(t) \cdot dt = pbeta(X), \quad (3.20)$$

Відсоток кромки, серед тих, що контактують $\%_p$ визначають відношенням об'ємів побудованих над площами R та D+R (рис.3.5). Дане значення можна визначати, використовуючи розподілення кромки за часом між контактами. Враховуючи прийняті позначення, отримують:

$$\%_p = \Delta F(X_k) = \frac{V_R}{V_{R+D}} = (pbeta(\frac{Z_K}{H_n}) - pbeta(\frac{Z_R}{H_n})) / pbeta(\frac{Z_K}{H_n}), \quad (3.21)$$

Знаходження моменту τ_R переходу до початку різання (або заглиблення), пропонується із використанням експериментальної залежності температури за часом в момент, коли починається коливання через утворення деформацій.

Використовуючи відносні значення інтервалів часу (рис.3.3), отримаємо залежність для відсотку різальних кромки:

$$\%_p = 100 * (1 - \frac{pbeta(\tau_R)}{pbeta(m_{\Delta\tau})}), \quad (3.22)$$

Для розглянутих методів на виході із області контакту в момент τ_B , частка різальних кромки зростає до максимуму, що призводить до уповільнення температури шліфування, або навіть її зниження, що відмічалось у [4,5].

Під товщиною зрізу розуміють [3,11] найкоротшу відстань між сусідніми положеннями поверхонь різання. Максимальна товщина зрізів враховує збільшення інтервалів часу, за рахунок відсотку різальних.

$$AZ_{max} = \frac{V_n \cdot m_{\Delta\tau} + \Delta Z_{max}}{\%_p} \quad (3.23)$$

3.2 Параметри зрізу при поздовжньому, урізному шліфуванні

Без урахування впливу забірного конусу прилеглого до торця з боку напрямку подачі (рис3.6), кут профілю $\alpha=0$, скалярний добуток векторів нормалі та швидкості відносного руху подачі був знайдений:

$$V_n(\theta) = \omega_\delta \cdot (R + r) \cdot \sin \theta \approx V_\delta \cdot \left[1 + \frac{R}{r} \right] \cdot \theta \quad (3.24)$$

Стовщення стружки Δ є глибиною проникнення вглиб РПК за час повороту інструмента на центральний кут контакту θ_n ,:

$$\Delta = \int_0^{\tau_1} V_n(\theta) d\tau = \int_0^{\theta_1/\omega_i} [\omega_\delta \cdot (R + r) \cdot (\tau \cdot \omega_i)] d\tau = \frac{\omega_\delta}{\omega_i} \cdot (R + r) \cdot \frac{\theta_1^2}{2}$$

Стовщення стружки $\Delta = \frac{V_\delta}{V_{кр}} \cdot t$ складає частку мікрометра. Вона має

форму клину, яким можна нехтувати.

Іноді зручніше знаходити занурення кромки вглиб деталі $V_n(\varphi)$. Взаємний зв'язок між значеннями кутів θ_n та φ_n , для переходу між системами круга та деталі

$\frac{R}{r} \cdot \theta_n = \varphi_n$. Найбільше значення кута φ_n визначає розміри контакту

$$\varphi_n = \frac{R}{r} \cdot \theta_n \approx \sqrt{\frac{2 \cdot t}{(R + r)} \cdot \frac{R}{r}} \quad (3.25)$$

$$z^{зyc}(\varphi_1) = \int_0^{\tau_1} V_n d\tau = \int_0^{\varphi_1} \left[\omega_\partial \cdot (R+r) \cdot \left(\frac{r}{R} \cdot \varphi \right) \right] \frac{d\varphi}{\omega_\partial}, \text{ або} \quad (3.26)$$

$$z^{зyc}(\varphi_1) = (R+r) \cdot \frac{r}{R} \cdot \frac{\varphi_1^2}{2}$$

Для *попутної* обробки змінюється напрям обертання деталі та границі інтегрування

$$z^{non}(\varphi_1) = \int_{(\varphi_n - \varphi_1)}^{\varphi_n} V_n d\varphi = (R+r) \cdot \frac{r}{2 \cdot R} \cdot [2 \cdot \varphi_n \cdot \varphi_1 - \varphi_1^2] \quad , \quad (3.27)$$

Відносні значення проєкцій швидкості (до висоти РПК мкм/мкм) визначають згідно (3.25) та (3.11):

$$V_{n/H}^{non}(\phi_1) = \frac{1000}{H_n} \cdot (R+r) \cdot \frac{r}{2 \cdot R} \cdot [\phi_n - \phi_1],$$

$$V_{n/H}^{зyc}(\phi_1) = \frac{1000}{H_n} \cdot (R+r) \cdot \frac{r}{2 \cdot R} \cdot \phi_1. \quad (3.28)$$

Порівняння імовірності появи контакту для схем наведено на рис.3.7.

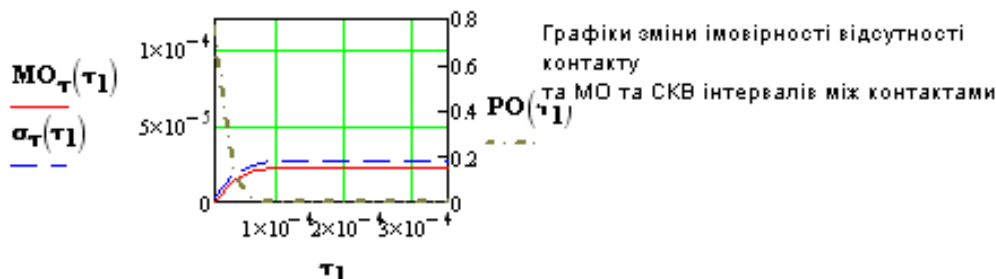
Видно, що імовірність проникнення без контакту з металом вглиб РПК на достатню глибину для існуючих методів практично виключена.

Процеси контактування та різання відбуваються послідовно один за іншим. МО $m_{\Delta\tau}$ та СКВ $\sigma_{\Delta\tau}$ інтервалів часу знаходять згідно [14] (3.13).

МО та СКВ інтервалів часу між контактами

$$MO_{\tau}(\tau_1) := \int_0^{\tau_1} \tau \cdot dPL_{\tau}(\tau) \quad \sigma_{\tau}(\tau_1) := \sqrt{\int_0^{\tau_1} \tau^2 \cdot dPL_{\tau}(\tau) \, d\tau}$$

$$MO_{\tau}(\tau_R) = 2.21 \times 10^{-5} \quad \sigma_{\tau}(\tau_R) = 2.69 \times 10^{-5} \quad \tau_1 := 10^{-5}, 4 \cdot 10^{-5} \dots 40 \cdot 10^{-5}$$



Імовірне занурення кромки без контакту $Z_D := X_M(MO_{\tau}(\tau_R)) \cdot N_n = 1.336 \frac{\text{мк}}{\text{м}} \quad Z_D < Z_R$

Для поздовжнього шліфування імовірність відсутності контакту кромки з металом за часом τ

обчислюємо для попутне $P_{\text{поп}}(\tau) := e^{(-V_{\text{Кзм}} \cdot \tau \cdot N_n \cdot F_x(X_n(\tau)))}$

$$\tau_0 := 0, 0.05 \cdot \tau_n \dots 0.2 \tau_n$$

зустрічне $P_{\text{зус}}(\tau) := e^{(-V_{\text{Кзм}} \cdot \tau \cdot N_n \cdot F_x(X_3(\tau)))}$

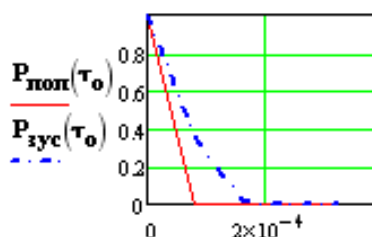


Рис. 3.7 Фрагмент розрахунку інтервалів часу між контактами для зустрічного та попутного шліфування, імовірності переходу кромки до контакту та можливої відносної глибини проникнення

У нижній частині рис.3.7 для схем різання наведені графіки зменшення за часом, або поворотом деталі, імовірності відсутності контакту кромки.

Вплив режимних параметрів на товщину зрізу для умов поздовжнього шліфування із зустрічною подачею приведений на рисунку 3,8

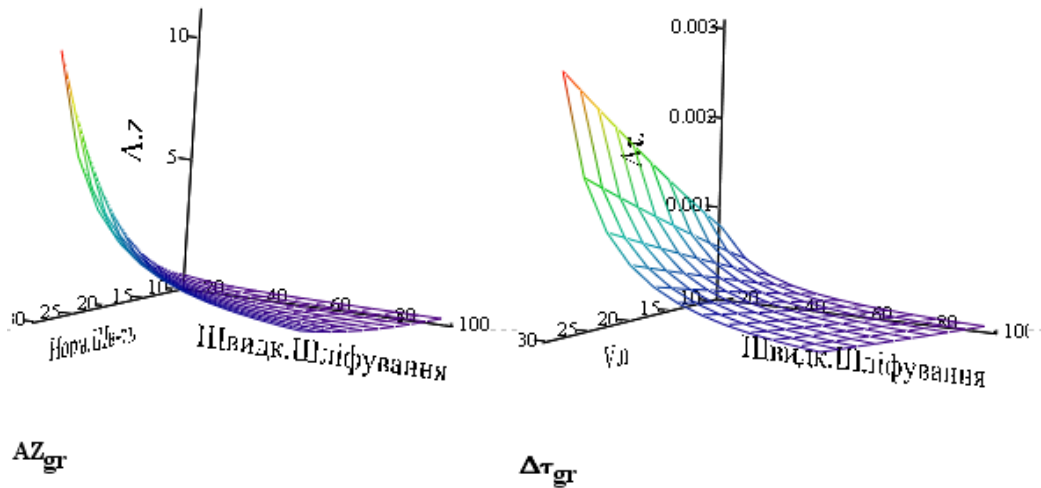


Рис. 3.8. Вплив режимів на товщину зрізів $Az(V_n, V_k)$ та інтервали часу $\Delta\tau(V_n, V_k)$ між контактами для зустрічного поздовжнього шліфування.

Відсоток різальних кромки із загальної кількості тих, що приймають участь у контакті, визначений згідно (3.21).

Змінюючи верхню межу інтегралу τ_6 можна знайти для схем на протязі часу контакту відсоток різальних кромки (рис. 3.8). Графіки наведені для режимних параметрів: круг марки 25СМ1 після правки, швидкості різання та подачі відповідно $V_{кр} = 50\text{ м/с}$; $V_d = V_{кр}/60$; $t = 0,05\text{ мм}$.

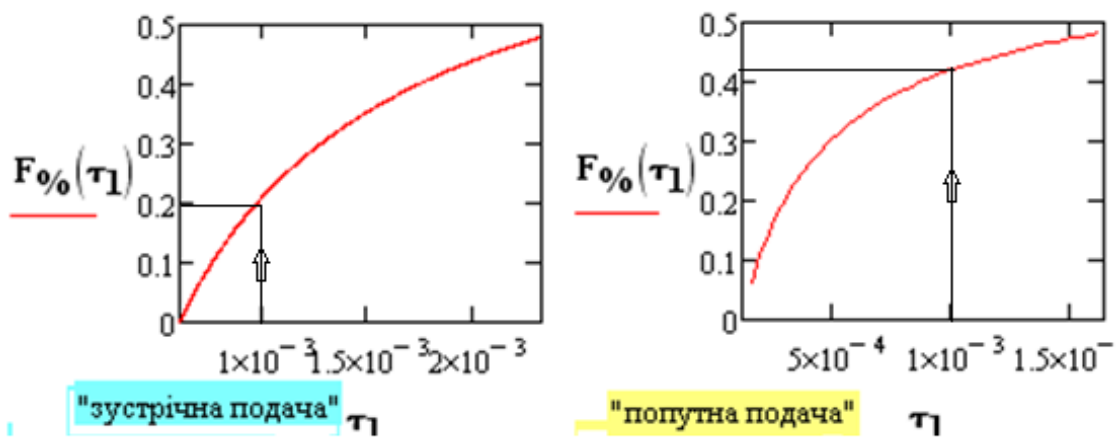


Рис. 3.9 Зміна відсотку різальних кромки для зустрічного та попутного шліфування

Як бачимо характер залежності лишився той самий при зміні інтервалів між контактами та деякому зростанні відсотка різальних кромок.

3.3 Адекватність теоретичної моделі

Шліфування площин, та торців поверхонь обертання урізним методом є продуктивним, що пояснюють підвищенням розмірів контакту та зміною залежності для нормальної швидкості V_n на більш рівномірну.

Для випадку шліфування плоских поверхонь периферією інструмента, вважаючи $r \rightarrow \infty$, тоді $1 + \frac{R}{r} \rightarrow 1$, а максимальний кут контакту із урахуванням

(2.34) $\theta_n = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}}$, отримують нормальну швидкість:

$$V_{n.\max} = V_n(\theta_n) = V_\partial \cdot \theta_n = V_\partial \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}}, \quad (3.29)$$

де V_∂ – швидкість подачі стола.

Знайдемо проникнення кромок вглиб тіла заготовки для попутного плоского шліфування подібно до того, як це було зроблено для випадку круглого поздовжнього шліфування.

Границя інтегралу залежить від часу τ , або кута повороту круга $\tau = \theta / \varpi_i$.

Відповідно визначають:

$$z^{non}(\tau) = \int_0^\tau V_{n.\max} \cdot d\tau = \int_0^\tau \left[V_\partial \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}} \right] \cdot d\tau = V_\partial \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}} \cdot \tau \quad (3.30)$$

Для зустрічного шліфування процес переходу від деформування до різання визначають згідно описаної методики.

Зважаючи на подібність залежностей різних методів шліфування, доцільно результати дослідів вчених: Ху Хіпенг, Стів Малкін [4] (рис.3.10,б) ; китайських [5] (рис.3.10,б), та для урізної обробки звести у таблицю 3.1.

Виконано порівняння результатів розрахунків із проведеними вимірюваннями температури і потужності (рис.3.10), де:

- а) кругле поздовжнє Смірнов В.А. [16] (рис.3.10,а);
- б) попутне плоске англomовними вченими [4] (рис.3.10,б);
- в) плоске китайськими вченими [5] (рис.3.10,в).

Експериментальні графіки процесу дозволяють оцінити:

- інтервали часу між контактами, співвідношення між кількістю кромок як на початку різання, так і при виході із області контакту: ті, що деформують, підвищують температуру, різальні її відбирають;
- потужність, що припадає на одну кромку із урахуванням їх кількості.

Використана та сама програма розрахунку параметрів зрізу, що для круглого шліфування. Особливостями є те, що миттєву швидкість через малу зміну координат у момент τ_k вважають постійною, траєкторії руху сусідніх кромок близькі, а стовщення стружок рівним нулю $\Delta=0$. Нормальна швидкість V_n змінюється за кутом β повороту барабану подачі заготовок. Відносну глибину занурення припуску вглиб РПК за час τ_k визначають:

$$x_k = \frac{1}{H_n} \int_0^{\tau_k} V_n(\beta) d\tau = \frac{V_n(\beta) \cdot \tau_k}{H_n}, \quad (3.31)$$

де розрахунок $V_n(\beta)$ наведений у другій главі дисертації.

Згідно вимірювань (рис.3.11,б) та позначень, прийнятих у статті [4], питома енергія $e_c \cong 70$ Дж/мм³ на зрізання одиниці об'єму сплаву для $V_k=40$ м/с. Звідси потужність, яку потребує процес шліфування (без ККД приводу):

$$N = e_c \cdot \frac{360}{60} \cdot 0,5 \cdot 5 \approx 1.050 \text{ Вт.}$$

Визначення відношення до кількості кромок оцінюють по розмірах контакту та питомій характеристиці для одиниці площі на глибині не більшій товщини зрізу a_z для подібного стану РПК, знаходиться у наступній главі.

Проведені розрахунки дозволили знайти розподілення інтервалів часу між контактами, товщини зрізів по координаті обробки, що у свою чергу дозволяє оцінити теплову напруженість процесу торцевого шліфування. Доведена можливість вирівнювання законом бета розподілення розрахункових графіків.

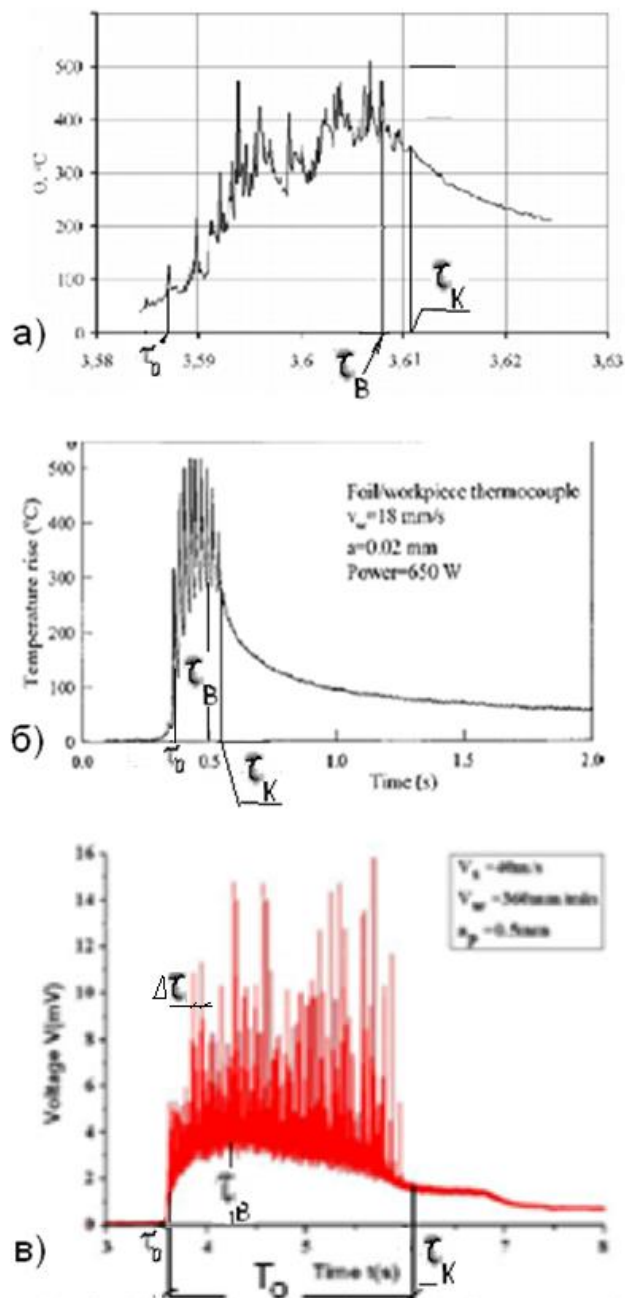


Рис 3.10 Результати вимірювання температури шліфування, виконані вченими для різних методів шліфування.

Таблиця 3.1
Порівняння розрахункових та дослідних результатів

Режимні параметри	Метод обробки, дослідники			
	Поздовжнє	Плоске		Урізне шліфування
	Смірнов В.А. [16]	Ху Хіпенг, Стів Малкін [4]	китайські вчені [5]	
1	2	3	4	5
Шліфувальний круг	25 СМ1, Ø550* (орієнтовно)	КНБ, зернистістю 91, 100% Ø406×12.5	КНБ, Ø400×10	—
Заготовка	вуглецева сталь 9ХС	вуглецева сталь НВ 88	Нікелевий сплав Inconel 718	—
Розміри заготовки: Висота *Ш*Д	поверхня обертання Ø180	Н×W×L= 25×19×44	Н×W×L= 60×5×50	поверхня обертання
Припуск, t, мм	0,01	0,02	0,5	$t = \frac{S_{\text{поп}}}{\Pi_D}$

Розміри контакту				
Кут θ_n та довжина L_k	$\theta_n = \sqrt{\frac{2 \cdot t \cdot r}{R \cdot (R + r)}}$ $L_k = R \cdot \theta_n$	$\theta_n = \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R}}$ $L_k = \sqrt{2t \cdot R}$		(2.34)
розрахована довжина	1,65	2,85	14,15 мм	—
Швидкості:				
різання $V_{\text{кр}}$ м/с	35*	58	40 (130÷30)	—
заготовки V_d мм/с	50*	18	360/60	—
нормальна 1000* $V_{\text{ПМАХ}}$ мкм/с	417	253	4243	$\varpi_d \cdot (R + r) \cdot \theta_n + S_{\text{поп}}$
початковий момент часу τ_0	3,583	0,3	3,55	
Час досягнення теплового балансу τ_B	3,607	0,5	4,3	
момент закінчення різання τ_k	3,612	0,6	6,05	

Продовження таблиці 3.1

1	2	3	4	5
Розраховані та знайдені з рисунку моменти та інтервали часу				
рисунок 3,10	рис.3.10, а	рис. 3.10, б	рис. 3.10, в	-
Час обробки, с вимірний $T_0 = \tau_k - \tau_0$	0,026	0,15	2,5	—
розраховані інтервали часу, с				
між тепловими імпульсами,	$1,9 \cdot 10^{-4}$	$1,67 \cdot 10^{-4}$	$2,42 \cdot 10^{-4}$	
Час обробки, с розрахований $T^*_0 = \frac{L_k}{V_d}$	0,025	0,158	2,36	—
Потужність процесу, Вт		650, рис.1.16	1050, рис.1.19 (орієнтовно)	—

3.4 Обґрунтування локального показника інтенсивності шліфування

Виникають питання: як використовувати повною мірою різальну здатність інструмента, та призначати режими для нових методів обробки, використовуючи попередній досвід роботи для існуючих.

Метою є використання у якості показника інтенсивності режиму шліфування проекції подачі V_n на орт нормалі та проведення порівняння із вивченими розповсюдженими методами. Серед розповсюджених методів шліфування, в якості еталону порівняння, можна прийняти метод врізання. Це пояснюється однаковими умовами роботи ділянок профілю інструмента та високою ефективністю порівняно до інших. Аналізуючи інтенсивність процесу та використовуючи для цього питому продуктивність, як загально прийнято [2,3], або нормальну швидкість підведення припуску V_n , як пропонується, можна дістати висновок, що в першому випадку отримують гіршу характеристику.

Питома продуктивність є усередненим показником: при майже однакових розмірах контакту – для інтенсивних режимів різання з’являється лише близька до границі контакту та найбільш навантажена ділянка, де значення добутку векторів відносної швидкості та нормалі до поверхні інструмента V_n приймають максимальних значень. Саме ця ділянка визначає інтенсивність різання. У цей же час більша частина контактної поверхні може бути майже не навантаженою.

Векторний добуток V_n є кращою характеристикою інтенсивності процесу, бо містить локальну інформацію про інтенсивність роботи кожної ділянки у межах контакту та враховує усі кінематичні складові. За питомою продуктивністю обробки процеси різання поділяють [2] на чорнове попереднє та фінішне .

Підведення припуску до периферійних ділянок інструмента для поздовжнього глибинного зрізного шліфування можна визначити функцією формоутворення [6].

Для методів врізання та круглого поздовжнього шліфування відносну швидкість визначають V_{ny} та $V_{n.поз}$:

$$V_{n.поз} = \omega_d \cdot (R + r)(\theta_2 - \theta_1) + n_d \cdot S_0 \cdot \alpha \quad (3.32)$$

Питомі продуктивності методів визначають:

$$Q_{ny}(i) = \int_{\theta_i}^{\theta_{21i}} V_{ni} \cdot (R + r) \cdot d\theta, \quad (3.33)$$

$$Q_{n.поз} = R \cdot (\theta_2 - \theta_1) \cdot [\pi \cdot n_d \cdot (R + r) \cdot (\theta_2 + \theta_1) + S_0 \cdot \alpha],$$

Де $\theta_1 = \frac{-s}{(r+R)}$; $\theta_2(t_0) = \sqrt{\frac{2t_0}{(R+r)} \cdot \frac{r}{R}}$ – кути, що визначають границі контакту,

$\omega_d = \frac{1000}{60} \cdot V_d / r$ - кутова швидкість деталі, c^{-1} , S_0 – поздовжня подача на оберт .

Метод глибинного шліфування є ефективним, бо крім збільшення розмірів контакту, з’являється додаткова складова проекції подачі на напрям нормалі.

Якщо для різних методів однаковими є проекції швидкості на напрям нормалі та швидкість різання, то і відстані між суміжними поверхнями різання

за однаковий час будуть однаковими, адже такі режими можна вважати еквівалентними [11]. Зменшити відстані між сусідніми поверхнями різання за час одного оберту без втрати продуктивності можна за рахунок підвищення хвилинної подачі – одночасно збільшенням кількості обертів та зменшенням подачі на оберт, як це робиться за методом Quick point [1].

Умови роботи ділянок профілю для поздовжнього глибинного шліфування є різними – найбільш навантаженою є прилегла до торця, де через зношення утворюється забірний конус, що у свою чергу призводить до зміни навантажень. Цей конус на висоті подачі на оберт характеризується малим кутом α , який із урахуванням малості, можна виразити: $\alpha \approx \frac{t - \mathcal{H}_i}{S_0}$. Подальші ділянки є захищеними та забезпечують кінцеву якість поверхні. Відомі залежності, що визначають співвідношення між об'ємами підведеного металу та зношеного абразиву.

3.5 Визначення граничної товщини зрізу, що забезпечує стійкість інструмента для ефективного шліфування

Метою ефективного шліфування є повне використання різальної здатності [18]. У якості цільової функції доцільно прийняти *стійкість* інструмента, яка залежить лише від нормальної швидкості V_n , котра одночасно характеризує *продуктивність* та визначає балансову умову. Отже, виконання умов при одній змінній V_n можливо при досягненні як максимально можливої стійкості, так і продуктивності:

$$\begin{aligned} T\left(\frac{1}{V_n}\right) \rightarrow \max, \quad V_n \rightarrow \max \\ V_n^{\text{чорн}} = (V_n)_T \end{aligned} \quad (3.34)$$

Знаходять режимні параметри, які характеризують кругову, поздовжню подачі та глибину різання:

$$n_{\partial}; S_{noz} = p \cdot n_{\partial}; t = t_0 \cdot n_{\partial}. \quad (3.35)$$

При збільшенні кількості обертів деталі, або кругової подачі, одночасно зменшуються параметр гвинтового руху, глибина, проходу, та кут θ контакту.

$$n_{\partial} \uparrow; \begin{cases} p = \frac{S_{noz}}{n_{\partial}} \downarrow \\ t_0 = \frac{t}{n_{\partial}} \downarrow \\ \theta_n \downarrow \end{cases} \quad (3.36)$$

Отже, для поздовжнього шліфування:

$$V_{n.поз} = \omega_d \cdot [(R + r)(\theta_2 - \theta_1) + 2\pi \cdot S_0 \cdot \alpha].$$

Враховуючи, що $(\theta_2 - \theta_1) = \theta_{\Pi} = \sqrt{\frac{2 \cdot r \cdot t_0}{R \cdot (R+r)}}$, де t_0 – подача на оберт, звідси:

$$V_{n.поз} \sim \frac{\sqrt{\omega_d}}{R/\sin \alpha_{кр}} \cdot S_0 \cdot \alpha, \quad (3.37)$$

де $R = R/\sin \alpha_{кр}$ – Ейлерів радіус кривизни робочого конусу інструмента, що визначається кутом його профілю.

3.6 Призначення режимів ефективного шліфування

Продуктивність чорнового шліфування визначають об'ємом Q зрізаного матеріалу. Для чистового багато-прохідного шліфування кут між круговою та поздовжньою $S_w = \omega_d \cdot r$ $S_0 = \omega_d \cdot p$ подачами близький до прямого, де ω_d – кутова швидкість обертання деталі; p – параметр гвинтового руху поздовжньої подачі. Довжина ЛК є значно більшою від подачі на оберт, $S_0 = 2\pi \cdot p$.

Продуктивність чистового шліфування Q_f визначають обробленою площею за одиницю часу, або добутком подач:

$$Q_f = S_0 \cdot S_w = \omega_d^2 \cdot p \cdot r \quad (3.38)$$

Тобто продуктивність чистового шліфування пропорційна квадрату кутової швидкості обертання заготовки та гвинтового параметру поздовжнього руху. Подібну залежність [18] має стійкість абразивного інструмента.

Зниження витрат на електричну енергію та інструмент пояснюють зменшенням діаметральних розмірів та часу обробки. Підвищення коефіцієнта шліфування, яке викликане зменшенням показника $V_n < V_{n,max}$, призводить до зниження витрат абразивного матеріалу. Зменшення машинного часу викликане збільшенням осьової хвилинної подачі та зниженням кількості потрібних проходів при скороченні довжини холостого ходу. Знижуються накладні витрати при зменшенні розмірів верстату.

Основним питанням є як впливає відстань між осями обертання та співвідношення між швидкостями рухів подач на вибір режимних параметрів.

Мета полягає у підвищенні ефективності шліфування поверхонь обертання торцем інструмента конічної форми шляхом раціонального вибору режимних параметрів при керуванні міжосьовою відстанню верстата.

Для досягнення мети необхідно вирішити такі задачі.

1. знайти залежності кутів орієнтації ЛК $\theta(\alpha, H)$; $\chi(\alpha, H)$ на конус, утвореного фрагменту деталі $\varphi(\alpha, H)$.
2. Знайти вплив положення та розмірів області контакту на показники ефективності.

Інтенсивність V_n способу шліфування, визначають проекцією швидкості відносного руху подачі на нормаль:

$$V_{n,max} = n_d \cdot \left[2\pi \sqrt{2r \cdot (t_0 + p \cdot \varphi) \cdot \left(1 + \frac{r}{R_c}\right) + (t_0 + p \cdot \varphi)} \right]$$

Враховуючи співвідношення $d \ll D_e$ між діаметрами деталі та ейлеревим конічної поверхні круга, після позначення $t_\Sigma = (t_0 + p \cdot \varphi)$, можна спростити, де t_0 – глибина різання на оберт, враховує підведення припуску у площині обертання деталі за час оберту за рахунок кругової та поздовжньої подач. Доданок $p\varphi$ враховує додаткову глибину поступального гвинтового руху:

$$V_{n,max} \approx n_d \cdot \left[2\pi \sqrt{2r \cdot t_\Sigma + t_\Sigma} \right] \leq V_{n,max}^0 \quad (3.39)$$

Кут φ забезпечує рівномірне підведення припуску до ділянок профілю інструмента. Конус здійснює перерозподіл теплових та силових навантажень [9].

Кінематичну умову (3.39) слід розглядати сумісно з рівнянням досягнення максимуму продуктивності чистового шліфування. Умова максимуму кутової швидкості $\omega_d \rightarrow \max$ є раціональною: вона визначає продуктивність та стійкість інструмента, як доведено [18,19].

Інтенсивність підведення припуску V_n для способу глибинного шліфування поверхонь обертання при керуванні міжосьовою відстанню ($H=\text{var}$), визначають проекцією швидкості відносного руху подачі на напрям нормалі.

Проекція норм. швидкості не повинна перебільшувати граничного значення $V_{n.\max} = 10$.

Із урахуванням кругової $t_{кр}$ та поздовжньої $t_{п}$ подач, як складових рухів визначають загальну товщину $t_{\Sigma} = t_{кр} + t_{п}$

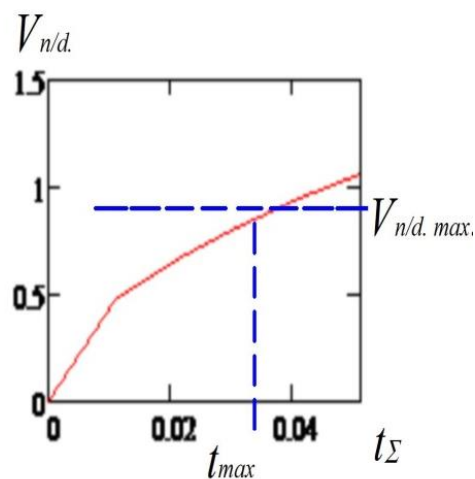


Рис. 3.11 Характер зміни проекції подачі відносного руху V_n від глибини проходу

Характер зміни проекції відносної швидкості V_n від товщини наведений на рисунку, де помітно майже прямолінійна ділянка в околі точки t_{\max} : Це дозволяє спрощено оцінити режимні параметри через рівняння:

$$V_n(t_0, p) \cong V_{n.\max} + \frac{dV_n(t_{\max})}{dt} \cdot (t_0 - t_{\max}) \quad (3.40)$$

$$\text{де } \frac{dV_n(t_{\max})}{dt} \cong n_d \cdot \left[2\pi\sqrt{d} \cdot \frac{1}{2\sqrt{t_{\max}}} + 1 \right] \leq V_{n,\max}, \quad t_0, t_{\max} - \text{значення глибини на прохід, що}$$

відповідає біжучому та максимальному значенню.

Кут конусу профілю деталі φ залежить від кута α профілю круга та розмірів наладки верстату. Значення кута φ визначають скалярним добутком ортів спрямованого вздовж осі X обертання деталі та дотичного до ЛК.

Кут φ нахилу ділянки профілю деталі до осі обертання знаходять, використовуючи функцію формоутворення [6], яка визначає форму, положення та радіальні розміри ЛК фрагмента в СК деталі. Рівняння ЛК зв'язує між собою параметри конічної поверхні інструмента $\theta(\rho)$. Дане рівняння може бути представленим у вигляді залежності $\theta(H, \alpha, \rho, z)$

$$\vec{r}_{di}(\rho, \theta(\rho)) = \begin{bmatrix} X_{di} \\ Y_{di} \\ Z_{di} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} S_0 - \rho \cdot \sin^2 \alpha + R(\rho) \cdot \cos \theta(\rho) \cdot \cos \alpha \\ R(\rho) \cdot \sin \theta(\rho) + H \\ Z + R(\rho) \cdot \cos \theta(\rho) \cdot \sin \alpha + \rho \cdot \sin \alpha \cdot \cos \alpha \end{bmatrix}, \quad (3.41)$$

де $\theta(\rho)$ – значення кутового параметра точки ЛК робочої поверхні круга конічної форми, що відповідає заданому радіальному параметру ρ ; кутовий параметр θ вимірюють в межах ширини контакту в площині обертання круга від положення осі X:

$$\theta = \frac{r}{R_e} \cdot \varphi \quad (3.42)$$

де ρ – лінійний параметр, спрямований вздовж твірної конічної поверхні заправленого круга, в напрямку від найбільшого радіусу периферії R_{\max} ; $2\pi\rho$ – крок гвинтового руху поздовжньої подачі:

H – відстань між осями обертання, α – кутова орієнтація інструмента, на верстаті;

R_{\max} – максимальний радіальний розмір круга;

z – відстань від базової точки ЛК до осі деталі, характеризує діаметральний розмір (рис. 2.12).

Вектор $D_E(\rho)$, дотичний до характеристики E у деякій (базовій) точці, знаходять диференціюванням ФФ за радіальним параметром ρ :

$$\overline{D_E(\rho)} = \frac{\partial \vec{r}_{oi}(\rho, \theta(\rho))}{\partial \rho} = \begin{bmatrix} \cos \theta \cdot \cos \alpha - \operatorname{tg} \chi \cdot \sin \theta \\ \operatorname{tg} \chi \cdot \cos \theta + \sin \theta \cdot \cos \alpha \\ -\sin \alpha \end{bmatrix} \quad (3.43)$$

де $\operatorname{tg} \chi = \theta' \cdot R$ - тангенс кута повороту ЛК при зміні відстані H між осями обертання. Кут χ вимірюють на конічній поверхні круга між радіальним напрямком та дотичною до ЛК. Саме керування міжосьовою відстанню H призводить до зміни кута χ), а тому й радіусу кривизни інструмента.

Довжину вектора $D_E(\rho)$ дотичної знаходять:

$$|\overline{D_E(\rho)}| = \sqrt{1 + (\theta' \cdot R)^2} = \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \chi} = \frac{1}{\cos \chi} \quad (3.44)$$

Отже, отримують кут конусу ділянки профілю, який залежить від розмірів наладки верстату

$$\cos \varphi = \begin{bmatrix} \cos \alpha \cdot \cos \theta(H, \alpha) \cdot \cos \chi(H, \alpha) - \\ -\sin \theta(H, \alpha) \cdot \sin \chi(H, \alpha) \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

де $\cos \chi = \frac{1}{\sqrt{(\theta' \cdot R)^2 + 1}}$, $\sin \chi = \frac{\theta' \cdot R}{\sqrt{(\theta' \cdot R)^2 + 1}}$

$\theta' \rho = d\theta/d\rho$ - відношення приросту кута $d\theta$ до одиничної зміни радіального положення $d\rho$ точок ЛК (2.26). Косинус кута φ визначають через скалярний добуток ортів дотичної до характеристики D_E та осі деталі i (рис. 3.12):

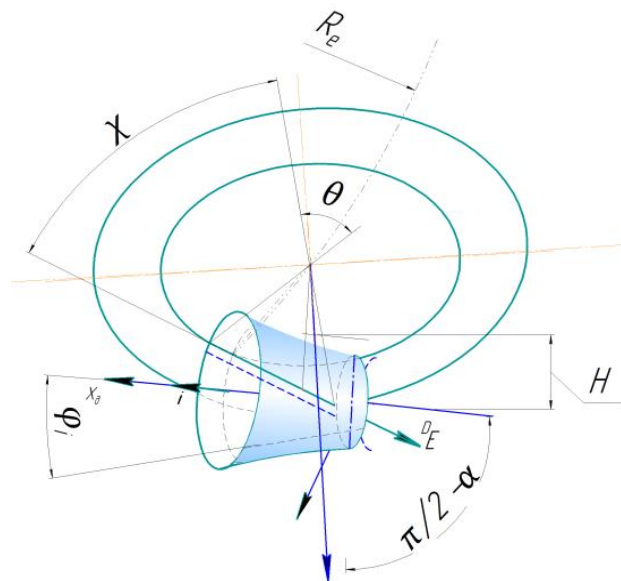


Рис. 3.12 Визначення конусу φ фрагменту профілю деталі

Керування кутом конусу φ .

$$\cos \phi(H) = \frac{\overline{D_E} \cdot \vec{i}}{|\overline{D_E}|}. \quad (3.46)$$

Розрахунки довели, що кут φ визначають через загальний припуск t_Σ та проекцію довжини контакту на ось деталі L_K :

$$\varphi = \frac{t_\Sigma}{L_K} \quad (3.47)$$

Кут φ конусу фрагмента деталі знаходять через відношення за час одного оберту глибини t_0 (рис.3.13) та подачі S_0 [18]:

$$\varphi \approx \text{tg} \varphi = \frac{t_0}{S_0} = \frac{t_0}{2\pi \cdot p} \quad (3.48)$$

Кути $\theta(\alpha, H)$, $\chi(H, \alpha) = \text{arctg}(\theta \cdot R)$ та $\varphi(\alpha, H)$ (рис.3.13) залежать від однієї функції $S(\alpha, H)$ та можуть бути через ті ж самі коефіцієнти регресії вираженими спрощеними залежностями (2.56).

Отримані графічні залежності орієнтації лінії контакту (рис. 3.13) залежно від кута правки та міжосьової відстані: для площини обертання $\theta(\alpha, H)$, між лінією контакту та радіальним напрямком $\chi(\alpha, H)$, відносно осі обертання деталі $\varphi(\alpha, H)$. Графіки $\theta(\alpha, H)$; $\chi(\alpha, H)$; $\varphi(\alpha, H)$ доводять, що данні розміри впливають немонотонно. Тому доцільно, з точки зору аналізу, умовно поділити область визначення на чотири частини.

При зростанні залежності $\theta(\alpha, H)$; $\chi(\alpha, H)$ зменшуються, а $\varphi(\alpha, H)$ – зростає. Кут α впливає неоднозначно.

Кут φ зростає зі збільшенням значення міжосьової відстані H та кута α профілю інструмента. Це призведе до укорочення довжини контакту, локалізації навантажень та підвищення температури, в тому числі через умови охолодження деталі.

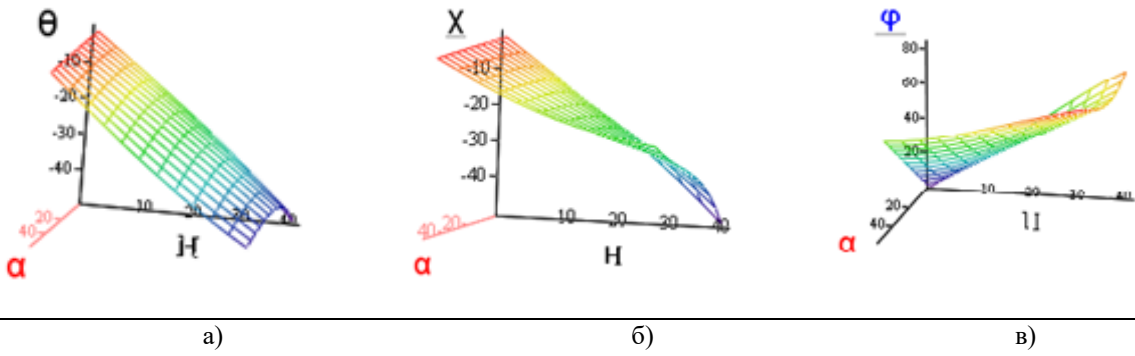


Рис. 3.9 Графічні залежності зміни кутів у функції від розмірів наладки
 а) $\theta(\alpha, H)$; б) $\chi(\alpha, H)$; в) $\varphi(\alpha, H)$

Графіки відображають зв'язок між обертанням деталі та осьовою подачею, шириною конічного пояска інструмента.

Радіальні розміри деталі у деякій точці ЛК визначають, враховуючи відстань між осями H та від базової точки до положення осі деталі (рис.3.14):

$$R_d(H, z) = \sqrt{Y_{di}^2 + Z_{di}^2}. \quad (3.49)$$

Довжина області контакту повинна знаходитись в межах ширини конічного пояска інструмента $L_K < V/\cos\chi$. При ширині поверхні торця круга 5 мм та деякій відстані H між осями, довжина ЛК може значно перебільшувати цей розмір.

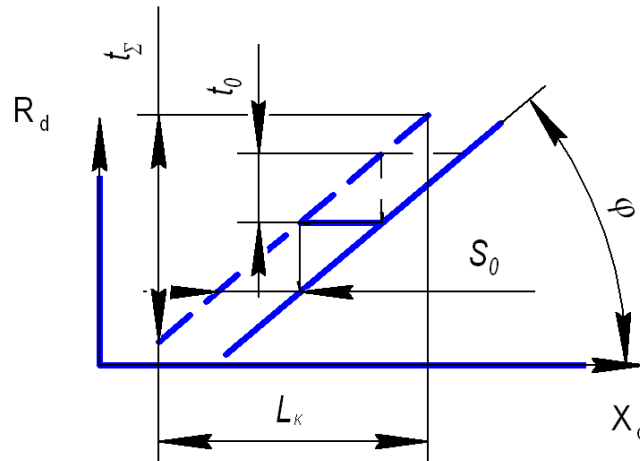


Рис. 3.10 Зміна послідовних положень лінії контакту відносно перерізу деталі
 (а) та динаміка по проходах (обертах)

Кількість обертів інструмента над деякою точкою деталі визначає шорсткість поверхні. Враховуючи співвідношення між довжиною ЛК та подачею на оберт:

$$K = n_d \cdot \tau \approx n_d \cdot \frac{L_k}{S_0}, \quad (3.50)$$

де τ - час проходження довжини контакту ЛК.

Для покращення шорсткості деталь повинна здійснити декілька обертів, що залежить від кута φ . Він визначає силове та теплове навантаження, ширину області контакту та умови охолодження.

3.7 Висновки

Нормальна швидкість V_n пояснює причини ефективності методу шліфування, бо крім збільшення розмірів контакту з'являється додаткова складова проекції поздовжньої подачі на напрям нормалі. Рівномірне глибинне шліфування вирівнює навантаження вздовж профілю: всі точки працюють у однакових умовах ефективного шліфування. Це може забезпечити як значну продуктивність шліфування, так малі витрати абразиву.

Рівняння V_n може бути використаним для визначення режимів перспективних способів, враховуючи досвід роботи вивченого методу. Режими різання методів можна вважати еквівалентними, якщо однаковими є проекції швидкості на напрям нормалі та швидкість різання.

Глава 4.

4.1 Розрахунок локальної температури поздовжнього шліфування

Метою розділу є визначення локальної температури шліфування у поверхневих шарах із врахуванням змінних технологічних і фізичних факторів та стану робочої поверхні круга. Для досягнення мети необхідно:

- побудувати модель зміни локальної температури та надходження теплоти до ділянки заготовки за часом обробки;
- врахувати кінематику процесу, зміну опору матеріалу заготовки пластичному деформуванню в момент входження абразивного зерна, а також технологічні – стан РПК, зернистість, та інші;
- визначити теплові виділення, які створює кромка, та врахувати теплову віддачу від елемента моделі.

Одновимірну схему дії джерел отримують у площині обертання круга, нормальній до поверхні різання. Спрощено одновимірну теплову модель процесу шліфування можна представити у вигляді схеми підведення тепла до торця напів нескінченного стержня. (рис.4.1), показаний умовно виділений в півпросторі деталі $x \geq 0$ стержень з поперечним перерізом меншим розмірів різальної кромки. Він підходить до зони обробки зі швидкістю кругової подачі V_0 . Положення його торця по осі X змінюється за часом та визначається траєкторією руху зерен.

Теплові імпульси різної інтенсивності $\Phi(t)$ теплового потоку, в залежності від товщини зрізу та характеру роботи кромки зерна, впливатимуть на зміну фізико механічних властивостей, у функції температури на торці. Кількість теплоти розподіляється між деталлю, стружкою та охолоджувальною рідиною. Кількістю тепла, що попадає в абразивний інструмент, нехтують з погляду меншої теплопровідності і малого часу контакту [20].

Адекватність використання даної одновимірної схеми може бути підтверджена за допомогою критерію Пекле, який характеризує перетікання теплоти між «ізолюваними» стержнями, пов'язаний зі зміною градієнту температури у зоні контакту.

При зроблених припущеннях, подібних приведеним в роботах, можна вирішити одновимірну задачу теплопровідності, коли на торці стержня на протязі малого інтервалу часу τ_z , який визначають проходженням кромкою зерна над поперечним перерізом стержня, діє джерело тепла:

$$\tau_z \approx \frac{k \cdot \sqrt{\rho_k^2 - (\rho_k - a_z)^2}}{v_{kp}} \approx \frac{k \cdot \sqrt{2 \cdot \rho_k \cdot a_z}}{v_{kp}} \quad (4.37)$$

де ρ_k – радіус заокруглення різальної кромки; a_z – товщина зрізу.

Коефіцієнт k враховує продовження пружного контакту після проходження вершини кромки над стержнем та попереджувальну дію джерела тепла під площиною зсуву. Підставивши реальні розміри зерна товщини зрізу і швидкості шліфування отримаємо значення 10^{-8} с. Запропоновані розрахункові та емпіричні данні не суперечать між собою та мають характерний імпульсний характер надходження теплоти.

У варіаційній постановці задача нестационарної теплопровідності може бути представленою у вигляді функціоналу χ [21]

$$\chi = \frac{1}{2} \int_V \left[\lambda_{xx} \cdot \left(\frac{\partial \Theta}{\partial x} \right)^2 - 2 \cdot \left(Q - C_v \cdot \frac{\partial \Theta}{\partial \tau} \right) \cdot \Theta \right] dV + \int_{S_1} q \cdot \Theta \cdot dS + \int_{S_2} \frac{\alpha}{2} \cdot [\Theta - \Theta_c]^2 \cdot dS, \quad (4.38)$$

де Θ_c , Θ – температури навколишнього середовища та як функція по об'єму заготовки V ; λ_{xx} – коефіцієнти теплопровідності матеріалу заготовки; α – коефіцієнт, який характеризує теплообмін за рахунок конвекції від поверхні різання S_2 , яка є торцем стержня на заготовці; Q – потужність теплових джерел

(стоків) тепла. Дж/м³, наприклад, при об'ємному тепловиділенні від дії кромок, q – щільність теплового потоку, яка характеризує швидкість підведення теплоти або температурний градієнт; τ – час, x – координата, м.

$\lambda(\Theta)$ – теплопровідність матеріалу заготовки у функції температури, Вт/(м*К) (рис.4.2,б):

$$\lambda(\Theta) = \begin{cases} 44.5 - 3.5 \cdot (\Theta/100) + 0.17 \cdot (\Theta/100)^2, & \Theta < 1000 \\ 27, & \Theta \geq 1000 \end{cases};$$

$c(\Theta)$ – питома об'ємна теплоємність в функції температури (рис.4.2,а), Дж/(кг·К);

$$C(\Theta) = \begin{cases} 490 - 164 \cdot (\Theta/100) + 293 \cdot (\Theta/100)^2, & \Theta < 800 \\ 680 - \frac{\Theta - 800}{30}, & \Theta \geq 800 \end{cases}$$

;

$\gamma = 7870$ кг/м³ – щільність матеріалу заготовки (для сталей),

Добуток $C_v(\Theta) = c(\Theta) \cdot \gamma$ називають об'ємною теплоємністю.

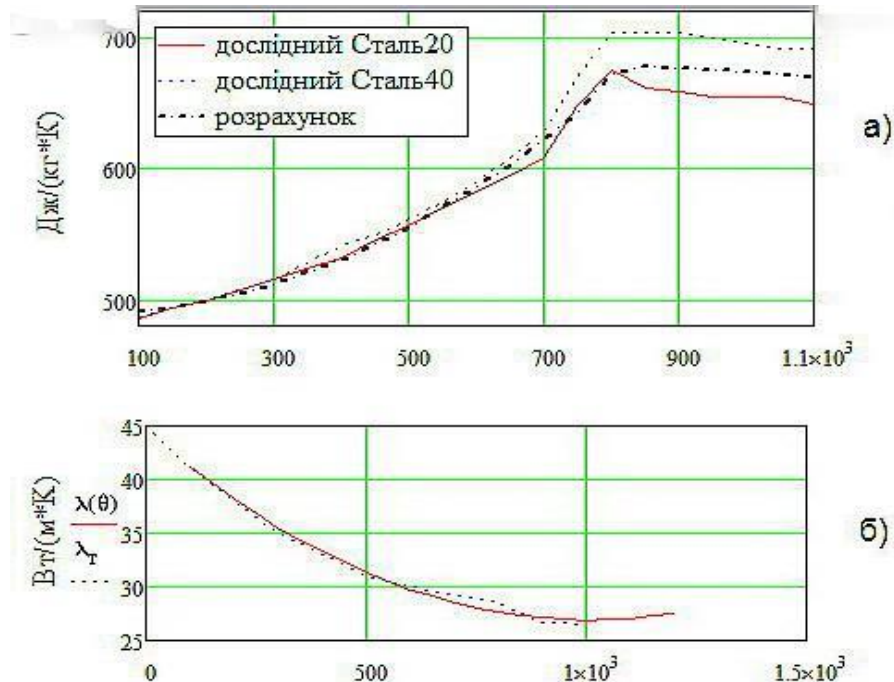


Рис.4. 1 Емпіричні графіки теплофізичних характеристик вуглецевих сталей в залежності від температури та їх апроксимація (а – теплоємність; б – теплопровідність)

Наведені залежності отримані апроксимацією експериментальних даних для конструкційних сталей, наприклад, для сталі 45.

Теплофізичні характеристики матеріалу заготовки (рис.4.1) значно змінюються. При температурах близьких до фазового переходу кристалевої ґратки, характер функціональних залежностей змінюється. Дані залежності з достатньою для практики точністю можуть бути замінені квадратичними, похибка не перебільшуватиме 3%.

Наведений функціонал одним рівнянням (4,2) враховує як теплофізичну суть, так і граничні та початкові умови. Крім того, дане рівняння має лише перший порядок на відміну від диференційної форми подання. Для остаточного рішення задачі розрахунку температур, функціонал потребує мінімізації за рахунок диференціювання його по вектору вузлових температур $[\Theta]$.

Умова стаціонарності функціоналу приводить до матричного лінійного звичайного диференційного рівняння першого порядку:

$$[Cv] \cdot \frac{d[\Theta]}{d\tau} + [\Lambda] \cdot [\Theta] = [\Phi], \quad (4.39)$$

де квадратні матриці загальної теплопровідності стержня $[\Lambda]$ та теплоємності $[C]$ розміром $n \times n$ (по кількості вузлів), складено методом «прямої жорсткості» з відповідних матриць скінчених елементів кількістю $n-1$. Вектор $[\Phi]$ дії теплових сил прикладений через інтервал часу ΔT_i між дією сусідніх кромek у вузлі, розташованому на торці стержня; $[\Theta_0]$, $[\Theta]$ – вектори температур вузлів системи у моменти часу початковий та через інтервал Δt .

Рівняння нестационарного процесу шліфування являє собою баланс питомих потужностей (Вт/м) (або роботи), які надходять від теплових джерел, накопичуються та відводяться від ділянок тіла заготовки. Його можна розглядати як комбінацію методів скінчених елементів, побудованого на просторовій сітці, та кінцевих різниць для часової сітки. Воно дозволяє по кроках визначати вузлові температури $[\Theta]$ тіла, починаючи з початкової $[\Theta_0]$.

Існують центральна, ліва та права різницеві схеми рішення даного рівняння. Через миттєву дію джерела тепла доцільніше використовувати ліву або праву схеми. Використання центральної схеми призведе до поширення часу його дії.

З урахуванням спрощень вираз правої схеми може бути представленим у зручному для машинної реалізації вигляді матричного рівняння:

$$[\Theta] = \left[[\Lambda] + \frac{1}{\Delta t} \cdot [Cv] \right]^{-1} \cdot \left[\frac{1}{\Delta \tau} \cdot [Cv] \cdot [\Theta_0] + [\Phi] \right], \quad (4.40)$$

Складові та вирази у дужках мають наступні розмірності для перших дужок

– Вт/м, для других – Вт. Отже $\Phi = \frac{Ne}{dW} \cdot A_e \cdot L_e,$

де N_e – потужність, що припадає на одну кромку, dW – елемент об’єму де відбуваються деформації; $A_e \cdot L_e$ об’єм, що припадає на скінчений елемент у межах стержня.

Матриці теплопровідності Λ_e та теплоємності C_e окремих скінчених одновимірних симплекс елементів кількістю n мають вигляд

$$\Lambda_e = \frac{A_e \cdot \lambda(\Theta)}{L_e} \cdot \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix}, \quad (4.41)$$

$$C_{v_e} = \frac{A_e \cdot C_v(\Theta) \cdot L_e}{6} \cdot \begin{bmatrix} 2 & 1 \\ 1 & 2 \end{bmatrix}, \quad (4.42)$$

де A_e, L_e – площа поперечного перерізу та довжина скінченого елемента.

Температуру Θ , що визначає теплопровідність та теплоємність матеріалу елемента визначають середньою по вузлових значеннях.

Схема складення елементів у загальну матрицю системи наведена на рисунку 4.3 на прикладі врахування другого скінченого елемента – вузли 2,3. Подібні алгоритми наведені в роботі [22].

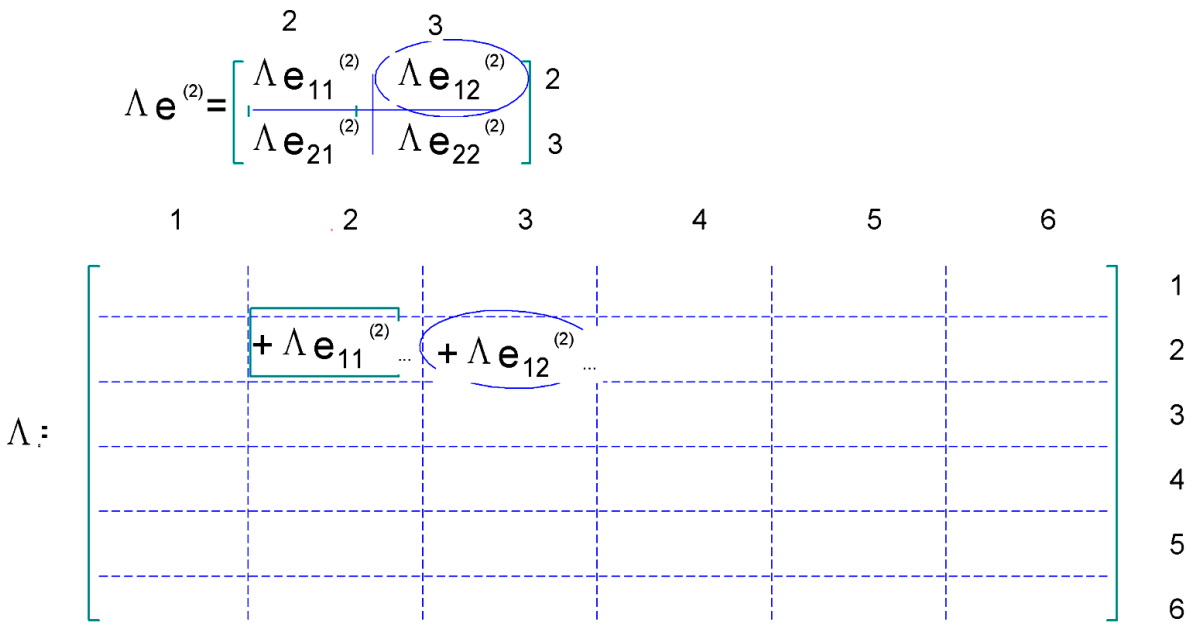


Рис. 4.2 Схема формування загальної матриці теплопровідності (демпфірування) з матриць окремих скінчених елементів

Для умов одновимірної теплової задачі процесу шліфування, схематично представленої на рис. 4.4 рівняння (4.3) можна спростити, враховуючи, що теплові джерела характеризують миттєвою потужністю, а густина їх теплового потоку дорівнює нулеві $q=0$.

На рисунку 4.4,а показаний «теплоізолюваний» стержень, який складається з окремих кінцевих елементів. На торці стержня діють джерела теплоти – різальні кромки – та відбувається тепловий обмін з навколишнім середовищем. В правій частині рисунку наведена координатна сітка час-простір, де представлені імпульси дії джерел. Температура вузлів цієї сітки змінюється за часом, саме вона є шуканою. На рисунку 4.4,б представлені центральна та права схеми для інтегрування рівняння (4.3).

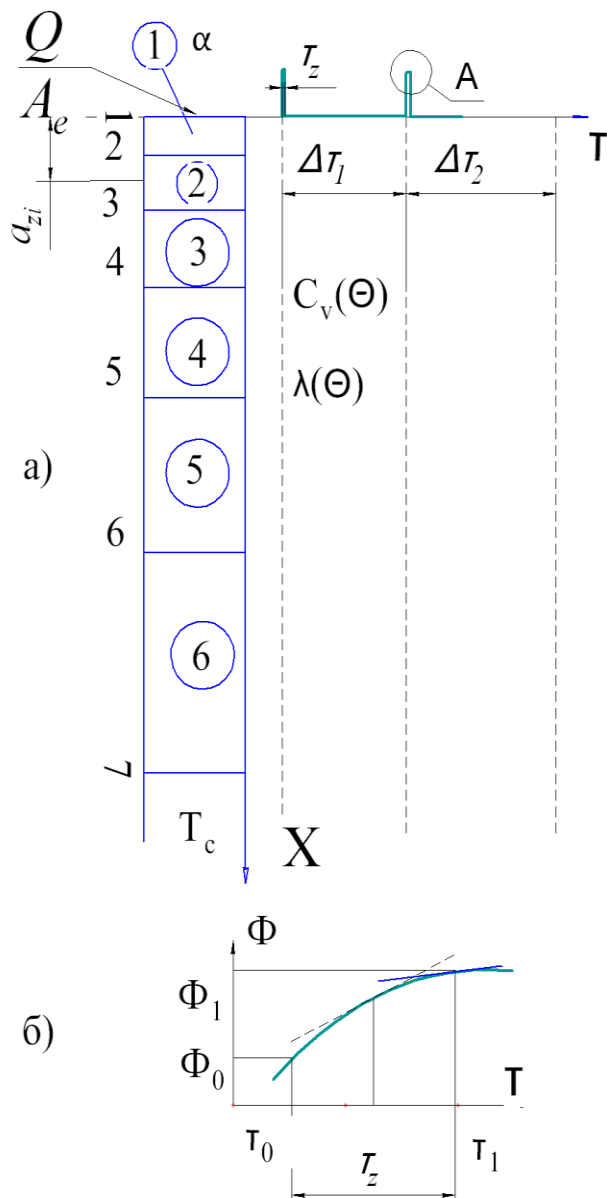


Рис.4.3 Схема розрахунку температури у стрижні

Значення коефіцієнта тепловідведення, потужність джерел теплоти, частка теплоти, що надходить до деталі при контактуванні з різальними та деформуючими зернами – прийнято згідно з технічної літератури [21, 97, 116].

При складенні блок схеми (рис.4.5) як вхідні масиви даних для процесу шліфування використовують технологічні та геометричні параметри – швидкості різання та кругової подачі барабану, кути орієнтації шліфувальних бабок, стан РПК. Вони, визначають глибину зрізів (або деформації), проміжки часу між

контактами та відсотку різальних зерен. Масиви знаходять розрахунком, вони характеризують час дії та потужність теплових джерел.

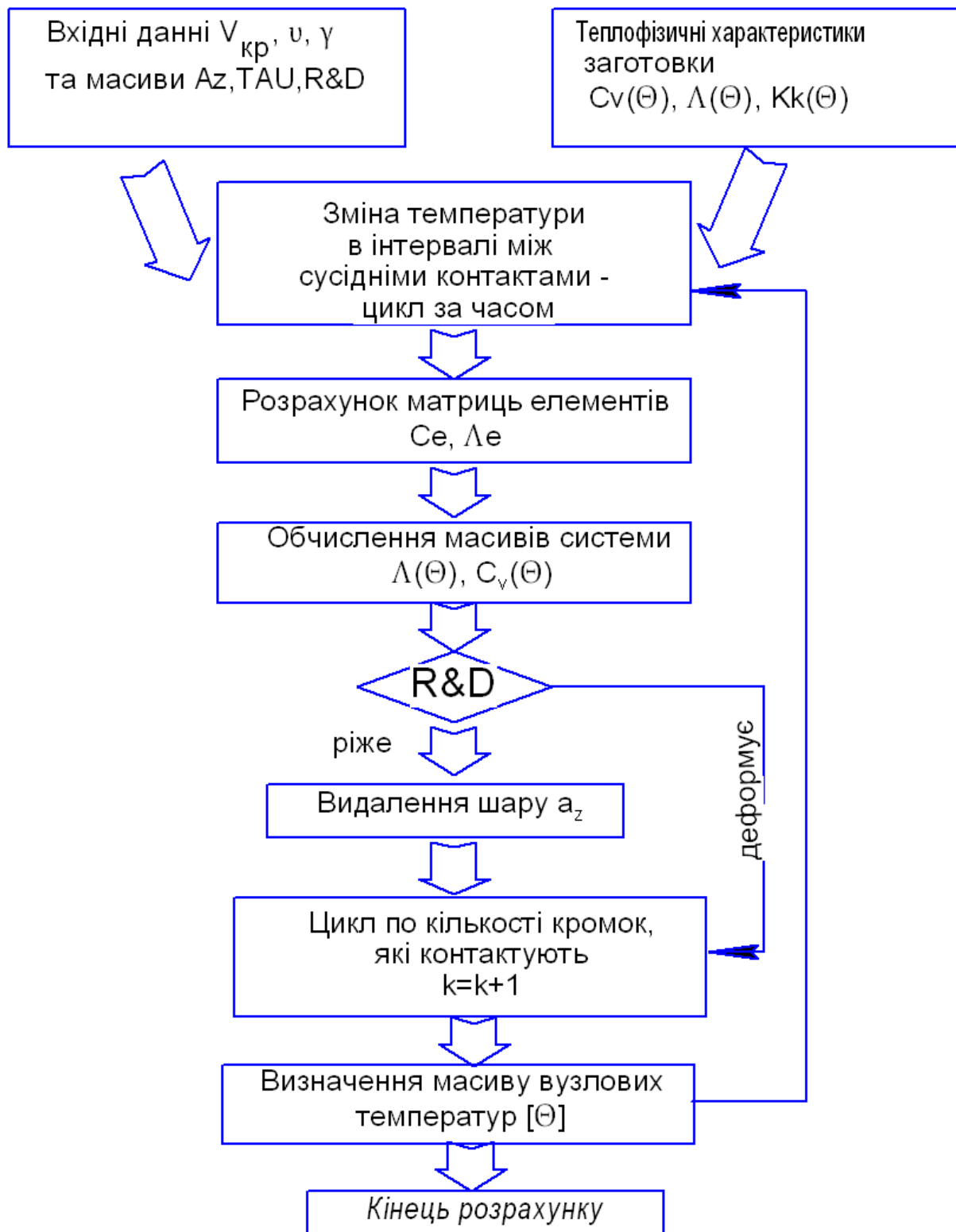


Рис.4.4 Блок схема проведення розрахунку температури процесу шліфування

Розрахунок при зміні часу між двома контактами виконують з врахуванням миттєвого точкового джерела теплоти та виду його роботи по зрізанню металу. Вважається, що кількість теплоти для кромок, які лише пластично деформують метал, залишається на зовнішній поверхні заготовки та потім передається всередину, для різальних кромок – теплота верхнього шару в межах товщини зрізу відводиться зі стружкою [21] .

Інтервал часу між дією джерел-кромок розбивають для відокремлення дії різальної кромки за рівняннями (3.34).

Складають матриці теплоємності C_e та теплопровідності λ_e для окремих елементів згідно рівнянь (4.5) та (4.6) та на їх основі відповідні матриці стержня.

Кінцевою частиною цього внутрішнього циклу є розрахунок за виразом (4.4) вузлових температур, що відбулася протягом інтервалу.

Аналогічні розрахунки проводять для інших кромок, які знаходяться на РПК та вступають в контакт з деталлю. Алгоритм містить вкладені цикли за часом між зернами та по декількох зернах.

Висновки. На відміну від більшості робіт подібної тематики, задача має імпульсний характер, теплової дії. Пропонується враховувати потужністю окремих змінних теплових джерел із врахуванням кількості, інтервалами часу між контактами. Окремо врахований вплив як різальних кромок, так і тих, що лише деформують метал. Перші відводять тепло зі стружкою, інші – його додають. При розрахунку максимальних температур у зоні контакту використовують лише одне спрощення – стержень вважають теплоізолюваним (адіабатичне підведення теплоти). Враховують змінні як технологічні, так і фізичні параметри процесу шліфування.

4.2 До розрахунку потужностей тепловиділень

Які данні потрібні, коли настає час температурної стабілізації та які чинники впливають?

Доцільніше оцінювати теплові процеси потужністю джерел та кількістю кромки (імпульсів), що мали контакт за деякий час. Це дозволяє враховувати ряд технологічних факторів. Потужність деформації металу, яка перетворюється на теплову, можна представити наступним чином:

$$N = \iiint_W S_i \cdot \dot{\varepsilon}_i \cdot dW, \quad (4.43)$$

де S_i – інтенсивність напружень, графіки якої в залежності від зміни температури наведені у його роботі для ряду різноманітних матеріалів (рис 4.7);

$\dot{\varepsilon}_i$ – швидкість деформації матеріалу у площині зсуву; W, dw – об'єм, де відбуваються деформації, та його елемент.

Різання, а тим більш шліфування, відносять до процесів деформування з високою, швидкістю деформації [21]. Вона пропорційна швидкості різання та зворотно пропорційна товщині шару, який деформується або зрізується, однак відстає від неї (1.13):

$$\dot{\varepsilon}_t = \frac{v_{pi3} \cdot \varepsilon \cdot \sin \psi_y \cdot k}{a_z^\alpha} \quad (4.44)$$

тут α, k, ψ коефіцієнти та кут нахилу площин сколювання.

Теплова напруженість шліфування зменшує опір металу різанню (рис.4.6). Наведені значення в умовах обробки залежать від пари матеріалів заготовка-круг та швидкості деформації [97]:

$$S(\theta) = K_s(\theta) \cdot S_0, \quad (4.45)$$

$S_0, S(\theta)$ – інтенсивність напружень в функції температури [97] (рис.4.6) для матеріалу заготовки з конструкційних сталей за умов характерних для різання апроксимована залежністю:

$$S(\theta) = \begin{cases} 215 + \frac{\theta}{3}, & \theta \leq 400 \\ 860 - 1.6 \cdot \theta + 8.13 \cdot \left(\frac{\theta}{100}\right)^2, & \theta > 400 \end{cases}, \quad (4.46)$$

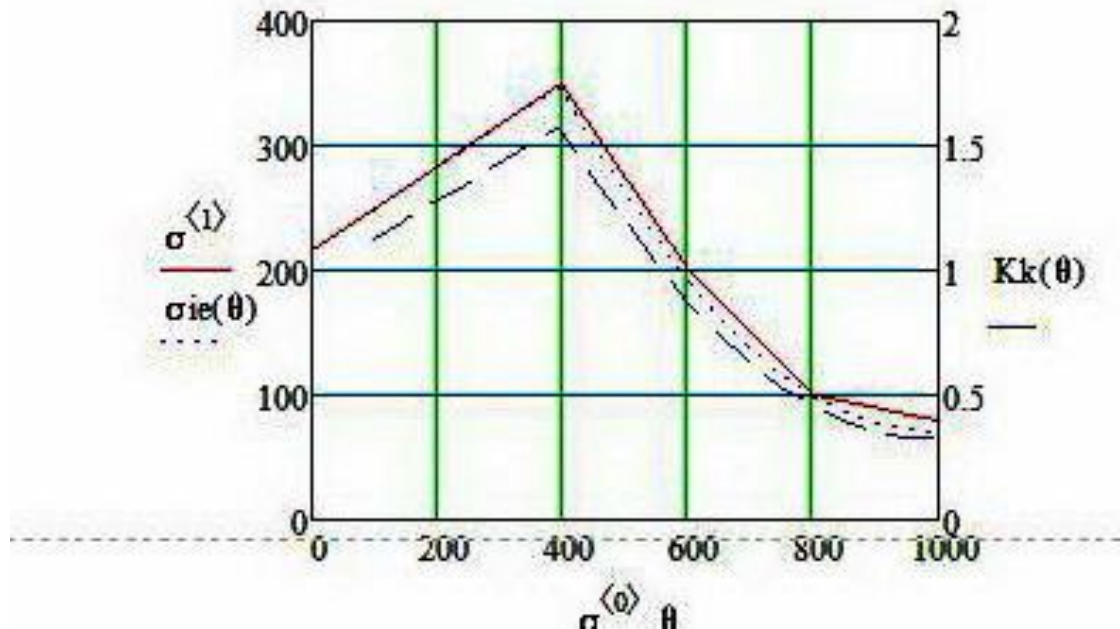


Рис.4.5 Зміна механічних властивостей сталі 30 під дією високих температур (графіки апроксимовані по експериментальних залежностях)

Рівняння (4.8) має декілька невідомих параметрів, які одночасно не можливо встановити. Їх інтегральний вплив можна оцінити середнім значенням потужності, яка припадає на одну кромку N_I (див. далі). Деформований об'єм, що припадає на одну кромку, є дуже малим, що дозволяє від операції інтегрування (4.7) перейти безпосередньо до визначення добутку:

$$dN \approx \sigma_i(\theta) \cdot \frac{k \cdot v_{pi3}}{a_z^\alpha} \cdot dW.$$

Коефіцієнт α враховує кореляційний зв'язок між товщиною, шириною окремого зрізу та зростанням питомого тиску у функції товщини. Враховуючи коефіцієнтами k, α можна визначити питому потужність як відношення до об'єму деформованого металу:

$$\frac{dN}{dW} \approx \sigma_i(\theta) \cdot \frac{k \cdot v_{piз}}{a_z^\alpha} \quad (4.47)$$

Встановимо відношення між потужностями, або роботами, що припадає на одну кромку, та процесу шліфування загалом

За секунду над деякою площинкою заготовки з площею 1 мм^2 , пройде площа РПК рівна $1000 \cdot v_{кр}$. Для умов контакту заготовки розміром S з пропорційною кількістю кромки РПК, їх миттєву кількість визначають:

$$n_{конт}(\tau) \approx (v_{кр} \cdot 1000) \cdot \left[N_s \left(\frac{a_z(\tau)}{H_n} \right) \right] \cdot S, \quad (4.48)$$

$$N_s \left(\frac{a_z(\tau)}{H_n} \right) = N_s \left(\frac{Vn_{max} \cdot \Delta\tau}{H_n} \right) - \text{кількість різальних кромки що припадає на } 1 \text{ мм}^2$$

площі поверхні при заглибленні не більшому від $Vn_{max} \cdot \tau$, де товщину визначають через значення нормальної швидкості, пропорційне куту θ_n .

Робота, яка припадає на 1 кромку, з досліду [4] для умов плоского шліфування периферією круга для площі контакту $S(\tau) = B \cdot \theta(\tau) \cdot R$ отримують для моментів врізання, сталого процесу та виходу із контакту, отже:

$$S(\tau) = B \cdot R \cdot \theta(\tau) = B \cdot R \cdot \begin{cases} \tau \cdot V_{cm} / R \\ \theta_n \\ (\theta_n - \tau \cdot V_{cm} / R) \end{cases} \quad (4.49)$$

де B – висота заготовки, $\theta(\tau)$ – кутовий розмір контакту для деякого моменту τ часу врізання та виходу круга з контакту із заготовкою.

Із урахуванням (4.12) та умов досліду знаходять кількість кромки, що контактують на протязі 1 с в момент часу τ :

$$n_{конт}(\tau) \approx (v_{кр} \cdot 10^3) \cdot S(\tau) \cdot \left[N_s \left(\frac{Vn_{max} \cdot m_{\Delta\tau}}{H_n} \right) \right]. \quad (4.50)$$

Для сталих розмірів площі контакту $S(\tau) = const$ кількість кромоч, що контактують також не змінна. Під час врізання та вибігу з контакту змінюється кут $\theta(\tau)$, тому залежність дозволяє знайти кількість теплових імпульсів.

Як видно із графіку зміни потужності $N_{\Sigma}(\tau)$ за часом обробки та залежності кількості кромоч у зоні контакту (4.13), ці данні добре корелюють. Через миттєву потужність N_{Σ} усіх кромоч, що знаходяться у зоні контакту, можна знайти значення теплового імпульсу 1 кромки. Отже, для 1 кромки отримують:

$$N_1(\tau) = \frac{N_{\Sigma}}{n_{\text{конт}}(\tau)} = \frac{N_{\Sigma}}{(v_{\text{сп}} \cdot 10^3) \cdot S(\tau) \cdot \left[N_s \left(\frac{Vn_{\text{max}} \cdot m_{\Delta\tau}}{H_n} \right) \right]}, \quad (4.51)$$

де $\frac{Vn_{\text{max}} \cdot m_{\Delta\tau}}{H_n}$ відносний розмір товщини зрізу щодо висоти профілю H_n ,

$N_s \left(\frac{Vn_{\text{max}} \cdot m_{\Delta\tau}}{H_n} \right)$ - кількість кромоч на одиниці площі.

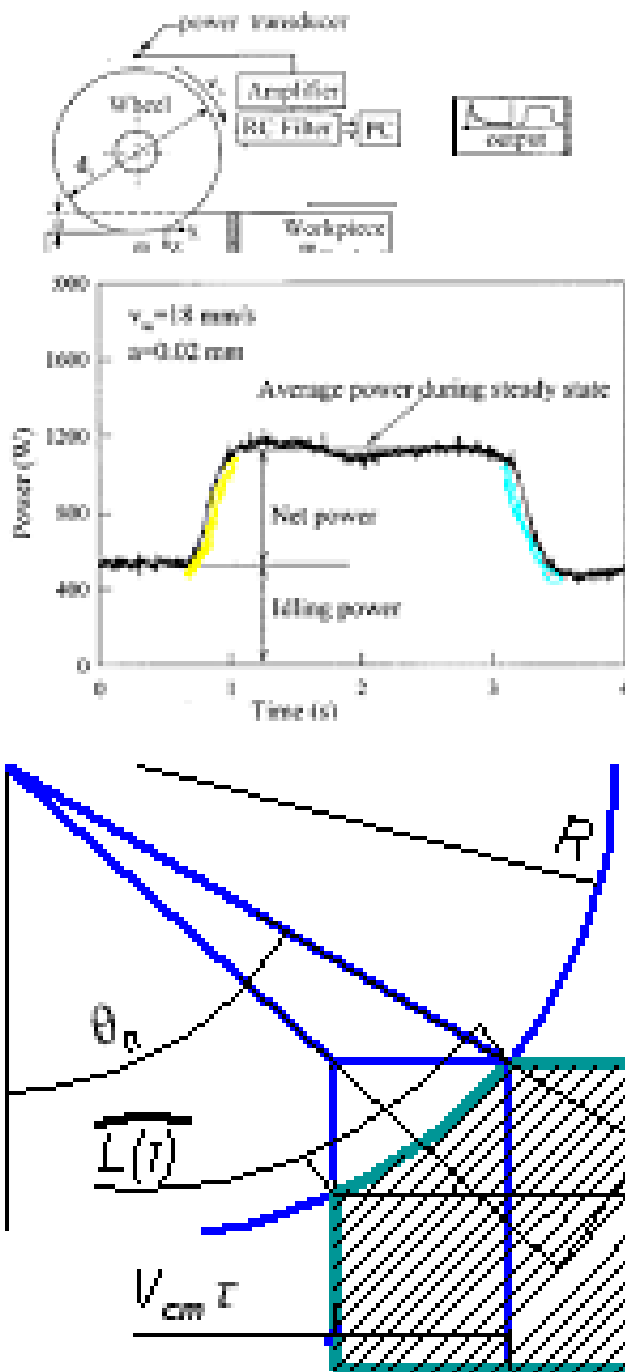


Рис.4.6 Зміна потужності процесу та схема кількості теплових імпульсів для моментів врізання, сталого процесу та виходу із контакту

Для умов проведення дослідів [4]: $N_{\Sigma} / B = 650 / 12,5 = 52 \text{ Вт}$,
 $\theta_n = \sqrt{2t / R} \approx 0.0141$ тут N_{Σ} / B – питома потужність процесу шліфування.

Загальну кількість кромок, що приймає участь у контактуванні визначають по питомій глибині меншій від рівня проникнення, яка припадає на одиницю

площі (мм²). Потужність, що припадає на одну кромку визначають із урахуванням питомої кількості на одиниці площі РПК $N_s \left(\frac{Vn_{\max} \cdot 1000}{H_n} \cdot m_{\Delta\tau} \right) = 0,1$ на глибині проникнення припуску за імовірний час між контактами.

$$N_1 = \frac{52}{(58 \cdot 10^3) \cdot \left[N_s \left(\frac{Vn_{\max} \cdot 10^3}{H_n} \cdot m_{\Delta\tau} \right) \right]} = 8,97 \cdot 10^{-3} \text{ Вт.}$$

Температура поверхні різального леза викликана результатом дії трьох джерел теплоти (рис.4.8, а):

- зони утворення стружки, нахиленої до лінії зрізу під кутом φ_y (позиція 1),
- області пластичного застою (позиція 2), де утворюються бічне видавлювання стружки вздовж різальної кромки у вигляді «вуса», що дотикається до лінії зрізу на ділянці h_2 ,
- фаски зносу h_3 (позиція 3).

Враховуючи малість розмірів кромок та однаковий характер роботи, останні два джерела можна об'єднати в одне.

Вплив зони утворення стружки на заготовку, яка розташована під кутом φ_y до лінії зрізу як першого джерела теплоти, несуттєвий та характерний для різальної кромки. Ця теплота більшою мірою передається стружці навіть при лезвійній обробці, де швидкості деформації значно меншіє.

На основі експериментальних даних о теплових потоках, отриманих калориметричним методом, можна стверджувати, що врахування джерела теплоти, розташованого на ділянках пластичної області застою, має принципове значення. Про його вплив на процес шліфування говорить той факт, що поперечний профіль утвореної риски має напливи по краях із підвищеною твердістю [229]. Їх розміри по боках риски є меншими від товщини зрізу (рис.4.8,б). Так відбувається для кромок, що лише деформують метал.

Це підтверджує подвійний характер роботи кромок при зрізанні та деформуванні матеріалу, що особливо важливо для від'ємних передніх кутів,

коли метал лише деформується без зрізання. Таких, як прийнято вважати значна кількість.

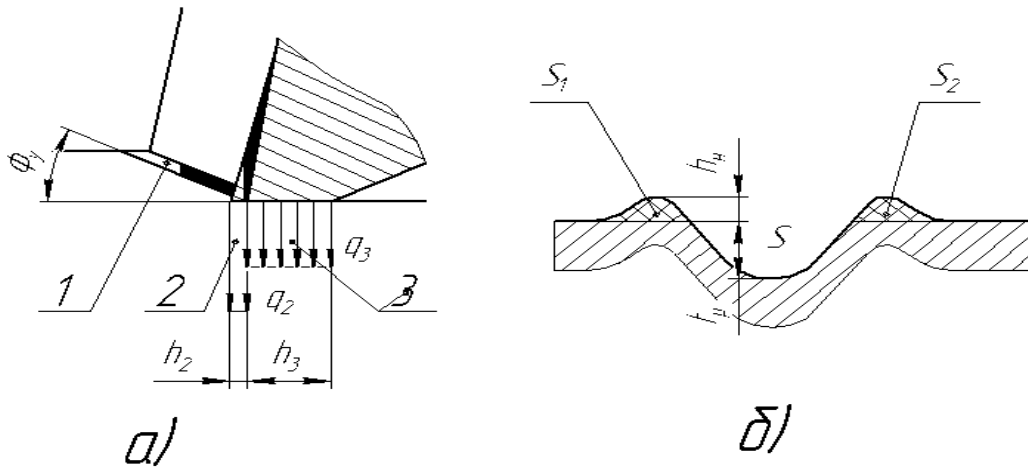


Рис.4. 7 Схема розподілення теплових потужностей на поверхнях інструмента та поперечний профіль шліфувальної риски [21, 116, 229]

Отже усе тепло від дії деформуючих кромки залишається в деталі. Яке з співвідношення між джерелами теплоти в літературі не вказують.

Найбільшу температуру процесу спостерігають в момент теплового балансу, коли все тепло, що надходить із різанням в деталь усіма кромками забирається тими, що різуть та відводиться, головним чином, зі стружкою та МОР.

Запишемо цю умову аналітично:

$$n_{різ} \cdot \Phi_{стр.утв} \approx n_{конт} \cdot \Phi_{з.п} \quad (4.52)$$

де $\Phi_{стр.утв}$, та $\Phi_{з.п}$ – кількість теплоти, що виділяється у площині стружко утворення та на задній поверхні. Враховуючи, що $n_{різ} / n_{конт} \approx \%_{різ}$, отримують

$$\Phi_{з.п} \approx \%_{різ} \cdot \Phi_{стр.утв} \quad (4.53)$$

Якщо $\%$ різальних кромки зростає більше вказаного співвідношення, то більша частина тепла відводиться зі стружкою, та, відповідно, менша потрапляє

в деталь, про що, наприклад, вказувалося у роботі китайських вчених [300] (від 75% до 25%, навіть при зростанні швидкості різання).

Вважаючи час між контактами, розподілений згідно закону β -розподілення в інтервалі між $\Delta\tau = [0; m_\tau + 2\sigma_\tau] \approx 3\sigma_\tau$ можна знайти кількість різальних кромок та співвідношення між ними та тими, що лише деформують метал.

При круглому та торцевому шліфуванні після досягнення товщини, більшої достатньої для початку різання, відбувається підвищення відсотку різальних кромок, стабілізація та навіть деяке зменшення температури. Враховуючи велику кількість кромок, що деформують метал температура процесу може досягати максимальних значень, особливо при роботі затупленими кромками РПК..

При збільшенні швидкості різання, частка зерен, що лише деформують метал, зростає при зменшенні товщини зрізів. Час між контактами із заготовкою значно зменшується, що призводить до підвищення температури.

4.3 Висновки по четвертій главі

На відміну від відомих, розроблена теплова модель побудована на імпульсній дії кромок. Їх поділено на такі, що різуть та тільки деформують метал.

За розробленим алгоритмом складений розрахунок температури круглого, плоского торцевого шліфування. Проведений аналіз результатів. Характер залежностей та основні закономірності не суперечать експериментальним даним, отриманим вченими. При зростанні % різальних кромок та глибин зрізів a_z збільшується частка теплоти, що відходить зі стружкою.

Отримані моделі дозволяють пояснити підвищення температури при обробці внутрішніх кілець підшипника, коли значна частина кромок, лише деформують. Модель дозволяє пояснити вплив на температуру методу обробки при решті однакових режимів та стану РПК.

При різанні інструментом з гострими зернами (наприклад, НТМ з алмазними чи ельборовим) загальна частина різальних кромок зростає, тому більша частка теплоти надходить до стружки. Розмір припуску визначає загальний час дії теплових джерел. Швидкість кругової подачі деталі впливає на загальний час контакту та товщину одиничних зрізів a_z . Температура підвищується при різанні дрібнозернистим кругом через скорочення інтервалу між контактами.

Температура підвищується при зростанні швидкості різання та використанні кругів з дрібними зернами. При збільшенні швидкості шліфування час дії різальної кромки зменшується, однак, їх число, збільшується. Товщина зрізів зменшується, однак відсоток тих, що лише деформують, призводить до зростання температури шліфування.

Для круга із затупленими кромками збільшується як їх загальна кількість так і тих, що контактують без зрізання матеріалу, що підвищує температуру.

Глава 5. Вплив похибок наладки верстату на похибки оброблених поверхонь

Точність машин - один з найважливіших показників якості, який суттєво впливає на експлуатаційні властивості: швидкохідність, енергетичну ефективність, матеріалоемність, надійність та довговічність [6]. Розвиток техніки пов'язаний із безперервним підвищенням вимог до точності машин, які перебувають під дією навантажень протягом часу роботи. Точність деталей машин визначає собівартість виготовлення.

Проаналізовані [23] та порівняні дослідні данні з результатами розрахунку. Похибки не перевищили 1,5%. Розглянуто питання компенсації верстатних похибок при шліфуванні торців на двохсторонньому верстаті моделі 3342АДО. Приклад є зручним з точки зору простоти визначення: вектора нормалі; площі обробленої поверхні торця; та наладки кутових розворотів шліфувальної бабки верстату. Кути орієнтації бабки потрібні для ефективного шліфування із включенням торцевої поверхні в процес зрізання припуску.

Завданням глави є визначення впливу формоутворення, на точність обробки.

5.1 Вплив верстатних похибок на точність обробки

Номінальну поверхню r_0 [6] характеризують ідеальним розташуванням верстатних ланок. Функція формоутворення (ФФ) токарного верстату описує спектр поверхонь, які можна обробити складають з добутку лише трьох матриць перетворення СК r_0 :

$$r_0(x, z, \varphi) = A^6(\varphi) \cdot A^3(z) \cdot A^1(x) \cdot e^4 = (x \cdot \cos \varphi \quad x \cdot \sin \varphi \quad z; 1)^T$$

Вектор $r_0(x, z, \varphi)$ залежить від змінних параметрів, два з яких z, φ рухомі, описують криволінійні координати, фіксована змінна X – визначає розмір.

Для циліндричної поверхні Z , φ – рухомі координати поверхні, спрямовані вздовж та навколо осі Z обертання, довжина z знаходиться в межах розміру L ; x

– фіксоване переміщення різця, що визначає радіальний розмір деталі $x=R$, e^4 – біжуча точка, яка співпадає з вершиною.

Через наявні похибки положення верстатних ланок, крім номінальної r_0 , розрізняють базову (реальну) поверхню r_b , положення якої щодо номінальної r_0 характеризує технологічну похибку Δr_b та може бути охарактеризованим різницею [6]: $\Delta r_b = r_b - r_0$. Орт нормалі визначають $n = \left| \frac{\partial r_0}{\partial z} \times \frac{\partial r_0}{\partial q} \right|$.

Векторну похибку Δr_b враховують сумою: розмірної похибки Δr_r ; малих зсувів (або поворотів) Δr_e ; та спотворенням форми Δr_s :

$$\Delta r_b = (\Delta r_r + \Delta r_e + \Delta r_s) \quad (5.1)$$

Суму (5.1) технологічної похибки зручно описати добутком векторів $Q \cdot \Delta n$

$$\Delta r_b = Q \cdot \Delta n \quad (5.2)$$

Вектор Q складений з окремих *шуканих* елементів q_i технологічної похибки. вектор Δn являє собою відомі проекції на орт нормалі n цих складових.

Кількість доданків p (5.1), або довжину векторів $\sum q_i \cdot \Delta n$ визначають похибками розмірів r ; малих зсувів (поворотів) e ; можливого умовного спотворення форми s . Отже:

$$p = r + e + s \quad (5.3)$$

Кількість r розмірних похибок $r = n - m$, де n - кількість ланок формотвірного коду ($n=3$), кількість $m=2$ – координат, які відтворюють *рухомі* ланки:

$$\Delta r_r = q_i \cdot \left[\frac{\partial \vec{r}_0}{\partial q_i} \cdot \vec{n} \right],$$

де q_i похибка розміру. Отже, кількість *розмірних* похибок $r \geq (n-2)$.

Кількість малих зсувів (та поворотів) менше шести ($e \leq 6$) описують матрицею ξ_b , або сумою добутків невідомих похибок на $\delta q_i \cdot D_{i\sigma}$:

$$\varepsilon_b = \begin{bmatrix} 0 & -\gamma_b & \beta_b & \delta_{xb} \\ \gamma_b & 0 & -\alpha_b & \delta_{yb} \\ -\beta_b & \alpha_b & 0 & \delta_{zb} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} = \sum_{j=1}^n [\Delta q_{i\sigma} \cdot D_{i\sigma}^j] \quad (5.4)$$

Кожну зі складових проекції на нормаль Δn зручно представити добутком нормалі часткової похідної до номінальної поверхні dr_0/dq_i на орт. $\Delta n_i = \frac{\partial \vec{r}_0}{\partial q_i} \cdot \vec{n}$ елементи похибок малих зсувів та поворотів отримують:

$$\Delta r_b = Q \cdot \Delta n = \sum_{i=1}^p \Delta q_i \cdot \left([D_i \cdot \vec{r}_0] \cdot \vec{n} \right), \text{ де} \quad (5.5)$$

Проекція технологічної похибки на орт нормалі повинна бути мінімальною, та складається з окремих доданків:

$$\Delta r_{e,i} = q_i \cdot \left([D_i \cdot \vec{r}_0] \cdot \vec{n} \right). \quad (5.6)$$

Наприклад, для циліндричної поверхні $\vec{r}_0(z, \varphi)$ орт нормалі визначають $\vec{n} = \frac{\partial \vec{r}_0}{\partial z} \times \frac{\partial \vec{r}_0}{\partial \varphi} \quad \vec{n}^T = [\cos \varphi \quad \sin \varphi \quad 0 \quad 0]$

Наприклад, для гвинтового руху вздовж та навколо осі переміщення. вектор спотвореної поверхні замість номінальної r_0 використовують спотворену r_s , далі визначають похибку спотвореної $\vec{\Delta r}_s = \vec{\Delta r}_0 + \vec{\delta r}_s$.

Наприклад, при спотворенні торця поверхнею з малим кутом $\pi/2 - \beta$, спрямованим перпендикулярно до осі z обертання

$$\vec{\delta r}_s = \frac{\delta \vec{r}_s}{\delta \beta} = \begin{bmatrix} x \\ 0 \\ x \cdot \text{tg} \beta \\ 0 \end{bmatrix} \text{ або}$$

$$\Delta n_s = \frac{\delta \vec{r}_s}{\delta \beta} \cdot \vec{n} = \begin{bmatrix} x \\ 0 \\ x \cdot \text{tg} \beta \\ 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} \approx x \cdot \beta$$

В найпростішому випадку, спотворення можна не враховувати $\Delta \beta = 0$.

По елементах вектора Δn технологічних похибок визначають вагову матрицю H_{ij} взаємного впливу між ними, розміром $p \times p$, елементи якої:

$$H_{ij} = \frac{1}{S} \int_S \Delta n_i \cdot \Delta n_j \cdot dS, \quad (5.7)$$

де площа поверхні деталі S , а dS її елемент.

Знаходять матрицю H^{-1} , обернену до вагової матриці H .

Вектор Δn може містити тригонометричні функції. Враховують, що лише інтеграл квадрата тригонометричної функції дорівнює π , решта дорівнює нулю:

$$\int_0^{2\pi} (\cos \varphi) d\varphi = \int_0^{2\pi} (\sin \varphi) d\varphi = \int_0^{2\pi} (\sin \varphi \cdot \cos \varphi) d\varphi = 0; \quad \int_0^{2\pi} (\cos^2 \varphi) d\varphi = \int_0^{2\pi} (\sin^2 \varphi) d\varphi = \pi.$$

Згідно функції формоутворення (ФФ), знаходять загальну похибку верстата у вигляді суми добутків окремих похибок положення ланок:

$$\Delta r_n = \sum_{i=0}^l \sum_{j=1}^6 \delta q_i^j \cdot [A_{0,i} \cdot \varepsilon_i \cdot A_{i,l} \vec{r}_l] \cdot \vec{n}, \quad (5.8)$$

де i – номер ланки ФФ, δq_i^j – шукана j -та похибка ε_{ij} i -ої ланки.

По елементах шуканої похибки, знаходять матрицю:

$$Q = B \cdot H^{-1}, \quad (5.9)$$

Вектор B похибок положення верстатних ланок складають по елементах, де його i -ий елемент B_i :

$$B_i = \frac{1}{S} \int_S \Delta n_i \cdot \Delta r_n \cdot dS \quad (5.10)$$

Дисперсію σ^2 , між базовою та номінальною поверхнями визначають:

$$\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S (\Delta r_n - [Q \cdot \Delta n])^2 \cdot dS : \quad (5.11)$$

де середньо квадратичне відхилення $\sigma = \sqrt{\sigma^2}$;

$(\Delta r_n - Q \cdot \Delta n)$ – абсолютне значення різниці.

Отримана загальна залежність матриці передатних коефіцієнтів між k -ою вхідною верстатною похибкою положення ланки та l -ою вихідною технологічною. Елемент матриці передатних коефіцієнтів можна визначити, в межах розмірів оброблюваної поверхні деталі:

$$W_{ik} = \frac{\frac{1}{S} \cdot \iint_S B_k \cdot \Delta n_i \cdot dS}{\frac{1}{S} \cdot \iint_S (\Delta n_i)^2 \cdot dS} = \left(\frac{1}{H_{ii}} \right) \cdot \frac{1}{S} \cdot \iint_S (B_k \cdot \Delta n_i) \cdot dS \quad (5.12)$$

Складена [6] діагностична таблиця впливу верстатних похибок на технологічні. Розглянемо окремі приклади окремих поверхонь.

5.1.1 Точність торця

$$\text{Вектор номінальної поверхні торця } r_0(x, \varphi) = \begin{pmatrix} x \cdot \cos \varphi \\ x \cdot \sin \varphi \\ C \\ 1 \end{pmatrix},$$

де $C=z$ – розмір, що характеризує положення торця.

$$\text{Вектор одиничної нормалі до торцевої поверхні } n_T = (0 \ 0 \ 1 \ 0)^T.$$

$$\text{Елемент площі та загальна площа торця } dS = x \cdot d\varphi \cdot dx, \quad S = \pi \cdot R^2$$

Похибки положення торця (малі розміри δx , δy , γ_b) не враховують, бо їх проекція на нормаль дорівнює нулю. Поверхня ковзає «сама по собі». Матриця технологічних похибок містить лише кутові розміри α_b, β_b кількість можливих зсувів (поворотів): та розмірну похибку Δc .

$$\text{Шуканий вектор } Q = [\alpha_b \ \beta_b \ \Delta c].$$

Малі зсуви та повороти

$$\Delta r_{e1} = \alpha_b \cdot \left[D_4 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n} \right],$$

$$\Delta n_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \cdot \cos \varphi \\ x \cdot \sin \varphi \\ c \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} = x \cdot \sin \varphi$$

$$\Delta r_{e2} = \beta_b \cdot \left[D_5 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n} \right],$$

$$\Delta n_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \cdot \cos \varphi \\ x \cdot \sin \varphi \\ c \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} = -x \cdot \cos \varphi$$

Розмірна похибка $\Delta r_r = \frac{\vec{\partial r}_0}{\partial c} = \Delta c \cdot \left[\frac{\vec{\partial r}_0}{\partial c} \cdot \vec{n} \right] = \Delta c \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \\ 0 \end{bmatrix} = \Delta c \cdot 1,$

$$\Delta n_3 = 1$$

Вектор коефіцієнтів $\Delta n = [x \cdot \sin \varphi \quad -x \cdot \cos \varphi \quad 1]$

Визначають матрицю H розміром 3×3 , враховуючи (5.7) площу торцевої поверхні $S = \pi \cdot R^2$ її елемент, $dS = x \cdot dx \cdot d\varphi$ та межі інтегрування $[0..R]$. $[0..2\pi]$

$$H(R) = \frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R \Delta n_{i,j} (d\varphi \cdot x \cdot dx) = \frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \begin{bmatrix} \frac{\pi \cdot R^4}{4} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\pi \cdot R^4}{4} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R^2/4 & 0 & 0 \\ 0 & R^2/4 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{\pi \cdot R^2} \end{bmatrix}$$

Зворотна матриця $H(R)^{-1} = \begin{bmatrix} 4/R^2 & 0 & 0 \\ 0 & 4/R^2 & 0 \\ 0 & 0 & \pi \cdot R^2 \end{bmatrix}$

Похибки положення ланок верстату утворюють баланс точності верстата

$$\Delta r_n: \Delta r_n(x, \varphi) = (\xi_0 \cdot A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 + A^6 \cdot \xi_1 \cdot A^3 \cdot A^1 + A^6 \cdot A^3 \cdot \xi_2 \cdot A^1 + A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 \cdot \xi_3) \cdot \vec{n}_T$$

або $\Delta r_n(x, \varphi) = x \cdot (\alpha_0 \cdot \cos \varphi - \beta_0 \cdot \sin \varphi + \beta_1 + \beta_2)$

Знаходимо елементи вектора B впливу верстатних на технологічні похибки. $B_i = \frac{1}{S} \int_S \Delta n_i \cdot \Delta r_n \cdot dS$

Визначають елементи вектора похибок $Q = B \cdot H^{-1}$,

$$\alpha_b = \frac{4}{R^2} \cdot \left[\frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R (x \cdot \sin \varphi) \cdot [x \cdot (\alpha_0 \cdot \cos \varphi - \beta_0 \cdot \sin \varphi + \beta_1 + \beta_2)] \cdot x \cdot dx \cdot d\varphi \right] = -\beta_0$$

$$\beta_b = \frac{4}{R^2} \cdot \left[\frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R (-x \cdot \cos \varphi) \cdot [x \cdot (\alpha_0 \cdot \cos \varphi - \beta_0 \cdot \sin \varphi + \beta_1 + \beta_2)] \cdot x \cdot d\varphi \cdot dx \right] = -\alpha_0$$

$$\Delta c = \pi \cdot R^2 \cdot \left[\frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R (1 \cdot [x \cdot (\alpha_0 \cdot \cos \varphi - \beta_0 \cdot \sin \varphi + \beta_1 + \beta_2)]) \cdot x \cdot d\varphi \cdot dx \right] = \frac{R}{3} \cdot (\beta_1 + \beta_2)$$

Отже, кутові технологічні похибки торцевої поверхні залежать лише від кутових похибок встановлення заготовки - нульової ланки. Ці похибки можуть з'явитися під час її закріплення. Похибка відхилення від перпендикулярності

$$\sqrt{[\alpha_b^2 + \beta_b^2]}. \text{ Визначають дисперсію } \sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S (\Delta r_n - \Delta q \cdot \Delta n)^2 dS$$

$$\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S \left(\left[x \cdot (\alpha_0 \cdot \cos \varphi - \beta_0 \cdot \sin \varphi + \beta_1 + \beta_2) \right] - \left[-\beta_0 \cdot x \cdot \sin \varphi + (\alpha_0 \cdot x \cdot \cos \varphi) + \left(\frac{R}{3} \cdot (\beta_1 + \beta_2) \cdot 1 \right) \right] \right)^2 \cdot x \cdot d\varphi \cdot dx$$

$$\sigma^2 = \frac{1}{\pi \cdot R^2} \cdot \int_0^{2\pi} \int_0^R \left(\frac{2 \cdot R}{3} \cdot (\beta_1 + \beta_2) \right)^2 \cdot x \cdot d\varphi \cdot dx = \frac{4}{9} R^2 \cdot (\beta_1 + \beta_2)^2$$

$$\text{Середньо квадратичне відхилення: } \sigma = \frac{2}{3} R \cdot (\beta_1 + \beta_2)$$

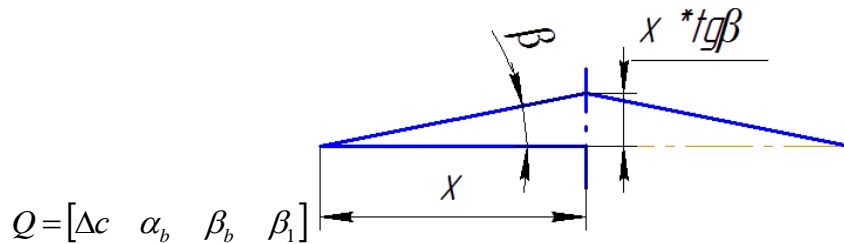
де $\Delta q \cdot \Delta n$ – зважена проекція на нормаль обумовлена наявністю похибок верстатних ланок; $S = \pi R^2$ – площа торцевої поверхні деталі, $dS = x \cdot d\varphi \cdot dx$ – її елемент

$$\sigma = \sqrt{\sigma^2} = \frac{2}{3} R \cdot (\beta_1 + \beta_2)$$

У разі спотворення, кінчною ділянкою, довжина вектора Δn збільшується до чотирьох елементів. Відповідно збільшуються розміри матриці Н

Спотворення конусною поверхнею конусністю β_1 : $r_b = r_0 + \delta r_s$

$$\delta r_s = \frac{\partial}{\partial \beta} [x \quad 0 \quad x \cdot \text{tg} \beta \quad 0]^T = \left[0 \quad 0 \quad \frac{x}{\cos^2 \beta} \quad 0 \right]^T \approx \left[0 \quad 0 \quad \frac{x}{1 - \beta^2} \quad 0 \right]^T$$



$$\Delta r_s = \Delta r_b + \delta r_c = \begin{bmatrix} x \cdot \cos \varphi \\ x \cdot \sin \varphi \\ c \\ 1 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} x \\ 0 \\ x \cdot \text{tg} \beta_1 \\ 0 \end{bmatrix},$$

$$\vec{n}^T \cdot \vec{\delta r}_s = x \cdot \text{tg} \beta_1 \approx x \cdot \beta_1$$

$$H = \begin{bmatrix} \frac{2}{R} & 0 & 0 & -\beta \\ 0 & \frac{R}{3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{R}{3} & 0 \\ -\beta & 0 & 0 & \frac{3 \cdot \beta}{R} \end{bmatrix} \quad \text{Обернена матриця} \quad H^{-1} = \begin{bmatrix} 2 \cdot R & 0 & 0 & -\frac{3}{\beta} \\ 0 & \frac{3}{R} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{3}{R} & 0 \\ -\frac{3}{\beta} & 0 & 0 & \frac{6}{R \cdot \beta^2} \end{bmatrix}$$

Визначають кут конуса β_1 .

Висновки. Показана сила впливу на технологічні похибки похибок усіх верстатних ланок. Знайдена дисперсія, спотворення форми конусом. Визначають, яка з похибок є більшою. Слід враховувати зміну положення заготовки під час закріплення.

5.1.2 Вплив похибок на точність обробки циліндричних поверхонь

Вектор номінальної поверхні циліндричної ступені $\mathbf{r}_0(z, \varphi) = \begin{pmatrix} R \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \varphi \\ z \\ 1 \end{pmatrix}$,

де $x=R$ – фіксоване радіальне переміщення, що визначає розмір деталі.

Елемент площі dS поверхні $dS = R \cdot d\varphi \cdot dz$. Орт нормалі $n^T = [\cos \varphi \quad \sin \varphi \quad 0 \quad 0]$

Не враховують рухи спрямовані вздовж та навколо осі Z циліндричної поверхні $\delta_{zb}=0 \quad \gamma_b=0$, кількість можливих малих переміщень $n=4$

Вектор малих зсувів, складений із добутоків нормалі та часткових похідних

$$\Delta \vec{r}_i = \Delta q_i \cdot \frac{\partial \vec{r}_0}{\partial q_i} = \Delta q_i \cdot [D_i \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n}] \text{ по всіх зсувах, включно кутові похибки.}$$

Для зсуву вздовж осі X отримують

$$\Delta r_{e1} = \delta_{xb} \cdot \Delta n_i = \delta_{xb} \cdot [D_1 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n}] \text{ або}$$

$$\Delta n_i = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} R \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \varphi \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \cos \varphi$$

$$\Delta r_{e2} = \delta_{yb} \cdot \Delta n_2 = \delta_{yb} \cdot \left[D_2 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n} \right] \partial e$$

$$\Delta n_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} R \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \varphi \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \sin \varphi$$

$$\Delta r_{e3} = \alpha_b \cdot \Delta n_3 = \alpha_b \cdot \left[D_4 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n} \right] \partial e$$

$$\Delta n_3 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} R \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \varphi \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = -z \cdot \sin \varphi$$

$$\Delta r_{e4} = \beta_b \cdot \left[D_5 \cdot \vec{r}_0 \cdot \vec{n} \right] \partial e$$

$$\Delta n_4 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} R \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \varphi \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = z \cdot \cos \varphi$$

Розмірний параметр циліндричної ступені (5.3) ΔR ($r=n-2=1$):

$$\Delta r_r = \Delta R \cdot \left[\frac{\partial \vec{r}_0}{\partial R} \cdot \vec{n} \right] = \Delta R \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \varphi \\ \sin \varphi \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \Delta R \cdot 1, \quad \Delta n_5 = 1$$

Або разом $\Delta n = [\cos \varphi \quad \sin \varphi \quad -z \cdot \sin \varphi \quad z \cdot \cos \varphi \quad 1]$

Матриця ваги H розміром ($p * p$) враховує зважений (методом найменших квадратів) вплив між технологічними похибками.

$$H = \frac{1}{2} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \frac{L}{2} & 0 \\ 0 & 1 & -\frac{L}{2} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{L}{2} & \frac{L^2}{2} & 0 & 0 \\ \frac{L}{2} & 0 & 0 & \frac{L^2}{2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix}$$

Обернену матрицю зручно знайти, використовуючи **символьні обчислення**:

$$H^{-1} = 2 \cdot \begin{bmatrix} 2 & 0 & 0 & \frac{2}{L} & 0 \\ 0 & \frac{2}{3} & -\frac{2}{3 \cdot L} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{2}{3 \cdot L} & \frac{4}{3 \cdot L^2} & 0 & 0 \\ \frac{2}{L} & 0 & 0 & \frac{4}{L^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 4 & 0 & 0 & \frac{4}{L} & 0 \\ 0 & \frac{4}{3} & -\frac{4}{3 \cdot L} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{4}{3 \cdot L} & \frac{8}{3 \cdot L^2} & 0 & 0 \\ \frac{4}{L} & 0 & 0 & \frac{8}{L^2} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

Шуканий вектор технологічних похибок $Q = [\delta_{xb}, \delta_{yb}, \alpha_b, \beta_b, \Delta R]^T$ положення базової поверхні визначають з рівняння: $Q = B \cdot H^{-1}$

Можливе спотворення характеризує, наприклад, конусність ($s > 0$), збільшує розміри вектора Δn , не враховуємо.

Вектор B верстатних похибок, складений з урахуванням похибок положення ланок. Проекцію Δr_n , для токарного верстату визначають:

$$\Delta r_0(z, \varphi) \cdot n = (\varepsilon_0 \cdot A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 + A^6 \cdot \varepsilon_1 \cdot A^3 \cdot A^1 + A^6 \cdot A^3 \cdot \varepsilon_2 \cdot A^1 + A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 \cdot \varepsilon_3 \cdot e^4) \cdot n,$$

Малі похибки положення заготовки, перший доданок ξ_0 , присутні під час затискання: $\varepsilon_0 \cdot A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 \cdot n = (\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \beta_0 \cdot z$.

Другий доданок при ξ_1 відповідає зміні положення осі шпинделя відносно поперечного супорта. Третій доданок при ξ_2 відповідає малій похибці положення між супортами поперечним та поздовжнім.

$$A^6 \cdot \varepsilon_1 \cdot A^3 \cdot A^1 \cdot n = \delta_{x1} + \beta_1 \cdot z.$$

$$A^6 \cdot A^3 \cdot A^1 \cdot \varepsilon_2 \cdot n = \delta_{x2} + \beta_2 \cdot z.$$

Вектор Δr_n являє собою довгий ланцюг, котрий складається із окремих доданків, які враховують залежно від результату добутку трьох множників з функцій синус косинус, а саме $ds, N\Delta, \Delta r_n$, для кута в межах $0 \dots 2\pi$:

$$\text{Після спрощень, обчислюють: } \Delta r_n = (\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i.$$

$$\text{Знаходять елементи вектора верстатних похибок } B_i = \int_S n \Delta_i \cdot \Delta r_n \cdot dS,$$

$$B_1 = \frac{1}{2\pi RL} \cdot \int_0^{2\pi L} \int_0^0 \left(\cos \varphi \cdot \left[(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right] \right) \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi = \frac{\delta_{x0}}{2}$$

$$B_2 = \frac{1}{2\pi RL} \cdot \int_0^{2\pi L} \int_0^0 \left(\sin \varphi \cdot \left[(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right] \right) \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi = \frac{\delta_{y0}}{2}$$

$$B_3 = \frac{1}{2\pi RL} \cdot \int_0^{2\pi L} \int_0^0 \left(-z \cdot \sin \varphi \cdot \left[(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right] \right) \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi = \frac{-L \cdot \delta_{y0}}{4}$$

$$B_4 = \frac{1}{2\pi RL} \cdot \int_0^{2\pi L} \int_0^0 \left(z \cdot \cos \varphi \cdot \left[(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right] \right) \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi = \frac{L \cdot \delta_{x0}}{4}$$

$$B_5 = \frac{1}{2\pi RL} \cdot \int_0^{2\pi L} \int_0^0 \left(1 \cdot \left[(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right] \right) \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi = \frac{\sum_{i=1}^3 \delta_{xi}}{2\pi} + \frac{L}{4\pi} \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i$$

Згідно рівняння $Q = B \cdot H^{-1}$, визначають елементи вектора технологічних похибок

$Q = [\delta_{xb}, \delta_{yb}, \alpha_b, \beta_b, \Delta R]$ залежно від похибок положення ланок:

$$\delta_{xb} = \left(4 \cdot B_1 + \frac{4}{L} \cdot B_4 \right) = \frac{\delta_{x0}}{4} \cdot 4 + \frac{L \cdot \delta_{x0}}{4} \cdot \frac{4}{L} = 2 \cdot \delta_{x0}$$

$$\delta_{yb} = \left(\frac{2}{3} \cdot B_2 - \frac{2}{3L} \cdot B_3 \right) = \frac{2}{3} \cdot \delta_{y0} - \frac{L}{4} \cdot \frac{4}{3L} \cdot \delta_{y0} = \frac{1}{3} \cdot \delta_{y0}$$

Технологічні похибки, які визначають биття заготовки, можуть бути усуненими її зсувом вздовж відповідних осей.

$$\alpha_b = \left(-\frac{4}{3L} \cdot B_2 + \frac{8}{3L^2} \cdot B_3 \right) = -\frac{4}{3L} \cdot \frac{\delta_{y0}}{2} - \frac{8}{3L^2} \cdot \frac{L \cdot \delta_{y0}}{4} = -\frac{4}{3} \cdot \frac{\delta_{y0}}{L}$$

$$\beta_b = \left(\frac{4}{L} \cdot B_1 + \frac{8}{L^2} \cdot B_4 \right) = \frac{4}{L} \cdot \frac{\delta_{x0}}{2} + \frac{8}{L^2} \cdot \frac{L}{4} \cdot \delta_{x0} = 4 \cdot \frac{\delta_{x0}}{L}$$

Сумарна кутова похибка $\varepsilon_b = \sqrt{\alpha_b^2 + \beta_b^2}$

Похибка розміру $\Delta R = B_5 = \frac{1}{2\pi} \cdot \left(\sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + L \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right)$.

Дисперсія щодо номінального положення: $\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S (\Delta r_n - \Delta q \cdot N\Delta)^2 dS$

де $\Delta r_n - \Delta q \cdot N\Delta$ - сумарна технологічна похибка положення верстатних

ланок,

S – площа поверхні деталі, dS – її елемент.

$$\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_S \left[\left((\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) + \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + z \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right) - 2(\delta_{x0} \cdot \cos \varphi + \delta_{y0} \cdot \sin \varphi) - \left(-0 - \sum_{i=1}^3 \delta_{xi} + \frac{L}{2} \cdot \sum_{i=0}^3 \beta_i \right) \right]^2 \cdot R \cdot dz \cdot d\varphi$$

Середньо квадратичне відхилення базової поверхні $\sigma = \sqrt{\sigma^2}$.

Висновки. Доведений вплив положення ланок на окремі складові точності, таблиця наведена [6]. Практичний інтерес представляють похибки тих ланок, положення яких можна корегувати. Наприклад, такими ланками є заготовка, інструмент, ланки з фіксованим розмірним розташуванням. Слід враховувати вплив силового навантаження.

5.2 Точність шліфування торців при компенсації кутів орієнтації кругів верстата моделі 3342 АДО

Фінішну обробку відповідальних поверхонь, що визначають експлуатаційні властивості виробу, здійснюють шліфуванням. Серед ряду вимог до якості поверхонь значну увагу приділяють питанням забезпечення правильної геометричної форми та шорсткості.

До торцевого шліфування жорсткі вимоги надають як до точності обробки, так і високої продуктивності. А саме, для торців кілець, твердосплавних пластин важливими є вимоги щодо паралельного положення торців та припустимих відхилень відносно базової площини. Задачу вирішують орієнтацією шліфувальних бабок у горизонтальній γ та вертикальній ν площинах. Цим створюють технологічну похибку обробки двохсторонніх верстатів.

Зменшення впливу присутніх похибок положення ланок та їх можлива взаємна корекція дозволить зменшити загальну помилку обробки, визначати раціональні розміри області контакту інструмента.

Отже, питання взаємної корекції [23] наявних верстатних похибок є актуальною задачею, поки не вирішеною для обробки плоских поверхонь торців.

Додатковими складностями проблеми забезпечення потрібної точності є питання втрати форми абразивного інструменту, що викликані зношенням. Абразивний інструмент потребує правку.

Аналіз літератури.

Питання діагностування точності обробки та впливу похибок положення ланок були наведені в роботі [157] на прикладі токарного верстату. Верстат має просту функцію формоутворення (ФФ), яка складається з добутку лише трьох матриць перетворення систем координат (СК). Вплив верстатних на технологічні похибки запропонований за допомогою матриці передатних коефіцієнтів. Упорядкована сукупність вхідних (верстатних) та вихідних (технологічних) похибок становить відповідні вектори B і $N\Delta$.

До верстатних похибок відносять сукупність B малих кутових чи лінійних відхилень положення або розмірів ланок від номінального значення. Відхилення обумовлені якістю складання, зазорами у спряженнях, зміною розмірів за рахунок теплових або силових деформацій. Вказані похибки завжди присутні.

Сукупністю Δn технологічних, або вихідних, похибок утворений вектор відхилень від заданої форми обробленої поверхні (крайня нульова ланка ФФ), або зміна її технологічних розмірів.

Елемент матриці W між k -ою вхідною (похибка положення ланки верстату) та i -ою вихідною технологічною похибками наведений вище (5. 12).

$$W_{ik} = \frac{\frac{1}{S} \cdot \iint_S B_k \cdot \Delta n_i \cdot dS}{\frac{1}{S} \cdot \iint_S (\Delta n_i)^2 \cdot dS} = \left(\frac{1}{H_{ii}} \right) \cdot \frac{1}{S} \cdot \iint_S (B_k \cdot \Delta n_i) \cdot dS$$

Елементарні площинки відіграють роль вагової функції по усередненню впливу похибок у межах площі обробленої поверхні.

Результати роботи [173] дозволили визначити положення лінії контакту, яка визначає кінцеву точність та дозволяє враховувати зміну профілю зношеного інструмента. Тут β, ρ – криволінійні координати, описують потрібні рухи подачі, та положення лінії контакту $\beta(\rho)$.

Визначено раціональне співвідношення між кутами орієнтації шліфувальних бабок. Наведена модель точності може бути спрощеною, що впливає на ефективність розрахунків.

Отже, сумісно вирішують питання формоутворення та точності обробки.

Метою *дослідження* є досягнення точності шліфування торців за рахунок оптимального співвідношення кутів орієнтації інструмента у вертикальній та горизонтальній площинах на верстаті моделі 3342 АДО при урахуванні впливу положення лінії контакту (ЛК) на процес формоутворення.

Для досягнення мети були поставлені наступні завдання:

- удосконалити ФФ верстату, врахувавши рівняння ЛК ;
- визначити оптимальне співвідношення між кутами орієнтації

інструмента;

- дослідити та порівняти розрахунки з дослідними даними.

Об'єкт дослідження – це вплив формоутворення на точність двохстороннього шліфування торців заготовок круглого перерізу на верстаті моделі 3342 АДО (СРСР) [173,185].

Перевагами вибору верстату та заготовки є наступне.

- Верстат (рис. 5.1) має клас точності А та характеризується високою продуктивністю, його використовують на фінішних операціях двох стороннього шліфування торців деталей. Верстат має подовжену ФФ, де форму інструменту отримують в процесі правки, а далі цим інструментом здійснюють кінцеве формоутворення поверхонь торців.

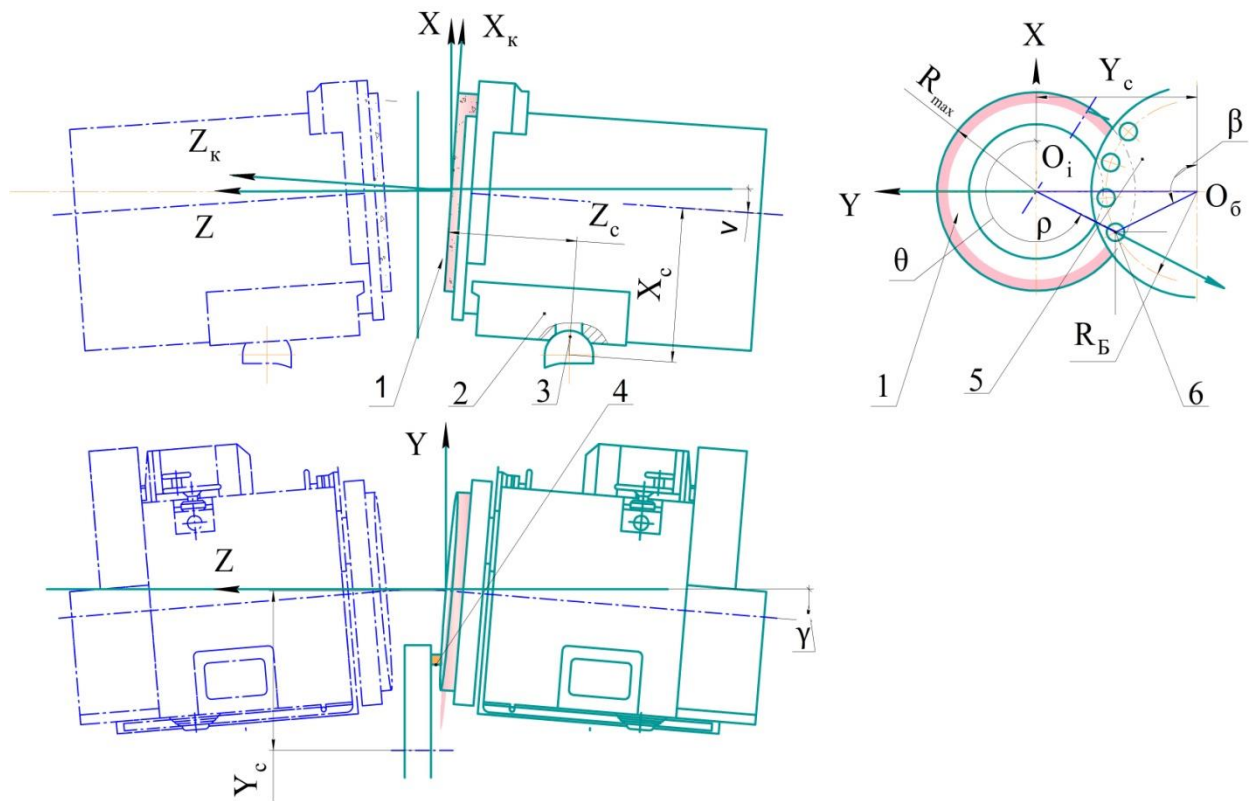


Рис. 5.1 Схема наладки верстату 3342АДО на обробку торців деталей: 1 – шліфувальний круг з формотворною ділянкою; 2 – шліфувальна бабка; 3 – сферична опора; 4 – алмазний олівець; 5 – барабан подачі деталей з місцем встановлення алмазного олівця; 6 – деталь

Найбільш проста кругла форма перетину поверхні, площа якої $S = \iint dS$, або $S = \pi \cdot r^2$ де r – радіус деталі ($r=10$).

Торцеву поверхню деталі 6 (рис. 5.2) характеризують мінімальною кількістю похибок – сумарним кутовим відхиленням Λ від перпендикулярності торця. Одиничний вектор нормалі до номінальної поверхні торця деталі (орт) при обраному положенні систем координат спрямований вздовж осі Z :

$$\vec{n} = [0 \ 0 \ 1 \ 0]^T. \quad (5.13)$$

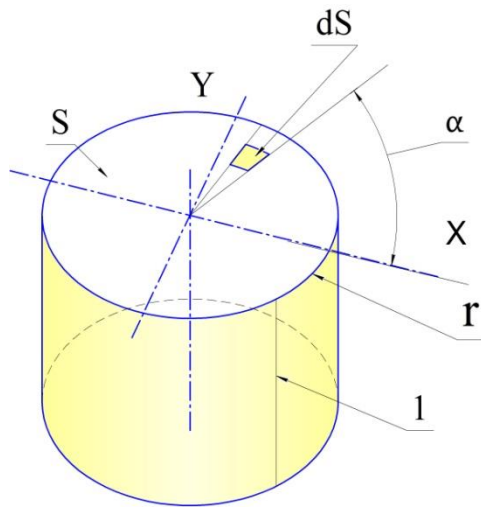


Рис. 5.2. Елементи поверхні деталі 6: твірна 1, елемент площі dS

Радіус-вектор точок номінальної обробленої на верстаті 3342 АДО торцевої поверхні 6 для ФФ при урахуванні положення ЛК $\theta(\rho)$ шліфувального круга 2 та розмірів ланок визначають рівнянням [173]:

$$\vec{r}_0(\beta, \rho) = \{A^1(-R_B) \cdot A^6(\beta) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c)\} \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot [A^1(X_c) \cdot A^6(\theta(\rho)) \cdot A^1(\rho) \cdot A^3(Z_{max})] \cdot \vec{e}^4, \text{ або} \quad (5.14)$$

$$\vec{r}_0(\beta, \rho) = \begin{bmatrix} X(\beta, \rho) \\ Y(\beta, \rho) \\ Z(\beta, \rho) \\ 1 \end{bmatrix} = r_{01}(\beta) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot r_{02}(\theta(\rho)) \cdot \vec{e}^4,$$

де A^1, \dots, A^6 – матриці перетворення СК, які моделюють зсуви і повороти уздовж і навколо осей [157];

θ, ρ – параметри торцевої поверхні деталі, обумовлені положенням лінії контакту $\theta(\rho)$ та обертанням барабану 5 подачі деталей, які відповідають за кутове і радіальне положення довільної точки обробленого торця;

X_c, Y_c, Z_c – розміри, які визначають положення центру сферичної опори 3, навколо них орієнтують шліфувальну бабку, щодо барабану подачі 5 [173, 57];

R_B – відстань між осями заготовок 6 та барабану подачі 5;

R_{max}, Z_{max} – радіальний та осьовий розміри, що характеризують положення формотворної кромки круга 1, утвореного рухом алмазного олівця 4; $e^4 = [0 \ 0$

$01]^T$ – радіус-вектор біжучої точки. Розміри верстата наведені в главі 2, додатку 2.А

Рівняння (5.14) та дозволяє переносити формотворні точки ділянки торцевої поверхні інструменту до СК поверхні деталі – нульової ланки.

У якості вектора верстатних похибок використовують лише кути орієнтації шліфувальних бабок у вертикальній v та горизонтальній γ площинах з метою ефективної обробки, коли їх співвідношенням досягають потрібну точність . Тобто вектор верстатних похибок містить лише елементи $B = [v \ \gamma]^T$.

Технологічні похибки Δn номінального розташування торця заготовки поділяють на малі лінійні та кутові зміщення. щодо номінального розташування, як і будь-якої іншої ланки. Для цього знаходять [157]:

$$\Delta \vec{r}_0(\beta, \rho) \approx \varepsilon_b \cdot \vec{r}_0(\beta, \rho), \quad (5.15)$$

де ε_b – загальна матриця похибок ланки (5.4), враховує невідомі малі зсуви та кутові орієнтації відносно номінальної СК .

Для торця елементи δ_{xb} , δ_{yb} та γ_b загальної матриці ε_b не враховують, їх проекція на нормаль дорівнює нулю, вони призводять лише до ковзання площини «самій по собі».

Рівняння (5.15) векторної похибки базової поверхні щодо номінального розташування торця можна подати у вигляді

$$\Delta \vec{r}_b(\beta, \rho) = \varepsilon_b^* \cdot \vec{r}_0(\beta, \rho) = \{\delta_{bz} \cdot D^3 + \alpha_b \cdot D^4 + \beta_b \cdot D^5\} \cdot \vec{r}_0(\beta, v), \quad (5.16)$$

де D^1, \dots, D^6 – матриці похибок окремих складових переміщень відносно осей координат [157].

Вектор Δn технологічних похибок можна представити:

$$\Delta n = [\delta_{bz} \ \alpha_b \ \beta_b]^T \quad (5.17)$$

Тут розмірна похибка δ_{zb} , може бути відкорегованою переміщенням пінолі.

Задача підвищення точності шліфування плоских поверхонь була аналітично вирішена трьома методами [57, 85, 174]:

- А) рішенням векторних рівнянь поверхні круга та сімейства твірних [57];
- В). варіаційним методом [85];
- С) за допомогою матриць передатних коефіцієнтів [174].

В роботі [57] (метод А) наведена ФФ верстата дозволяла отримати кінцеву точність на виході заготовки із зони обробки. Кут ν орієнтації шліфувальних бабок у вертикальній площині, необхідний для підвищення продуктивності, коли торцеву поверхню інструмента включають у процес зняття припуску.

Для досягнення точності знаходили оптимальне співвідношення кутів орієнтації шліфувальних бабок. По кроках за часом обробки вирішували сумісне рішення векторних рівнянь сімейства твірних ліній 1 заготовки з поверхнею абразивного інструмента (рис. 5.2). Порівняння проводили по координаті Z , яка відповідає осьовому напрямку. Кращим вважали таке співвідношення кутів орієнтації, коли різниця координат приймала мінімального значення.

Виявилось, що на похибку більше впливає (орієнтовно в 1,57 рази) кут орієнтації ν у вертикальній площині. Кути впливають з різним знаком, тому можуть бути взаємно відкоригованими.

Варіацію вектору верстатних B похибок [85] (метод В) знаходять по результатах розрахунків, або вимірювання. Для продуктивного зняття припуску попередньо вибирають раціональне значення кута ν . Далі через раціональне співвідношення γ/ν здійснить попередній вибір кута орієнтації γ_0 у горизонтальній площині. Потім проводять його корегування $\Delta\gamma$ з метою покращення точності, визначають корегований кут $\gamma_0 + \Delta\gamma = \gamma_k$.

Вектор верстатних B похибок наладки у якості елементів має: кутове корегування орієнтації $\Delta\gamma$ шліфувальних бабок і розмір Δz осьового положення їх пінолей $\delta = [\Delta\gamma \quad \Delta z]^T$.

З профілограми (рис. 5.3) через рівні кути, для периферійних точок складають вектор довжиною p (де $p \leq k = 12$) з похибок Δ , вимірних в напрямку нормалі.

Із використанням позначень (5.14), вхідні похибки, викликані орієнтацією бабок в точці торця з параметрами β , ρ визначають як варіацію ФФ:

$$\vec{V}_{B_\gamma}(\beta, \rho) = r_{01}(\beta) \cdot D^4 \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot r_{02}(\rho) \cdot \vec{e}^4, \quad (5.18)$$

$$\vec{V}_{B_z}(\beta, \rho) = D^3 \cdot r_{01}(\beta) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot r_{02}(\rho) \cdot \vec{e}^4, \quad (5.19)$$

де D^4 , D^3 – матриці варіації вхідних похибок навколо X , та вздовж осі Z .

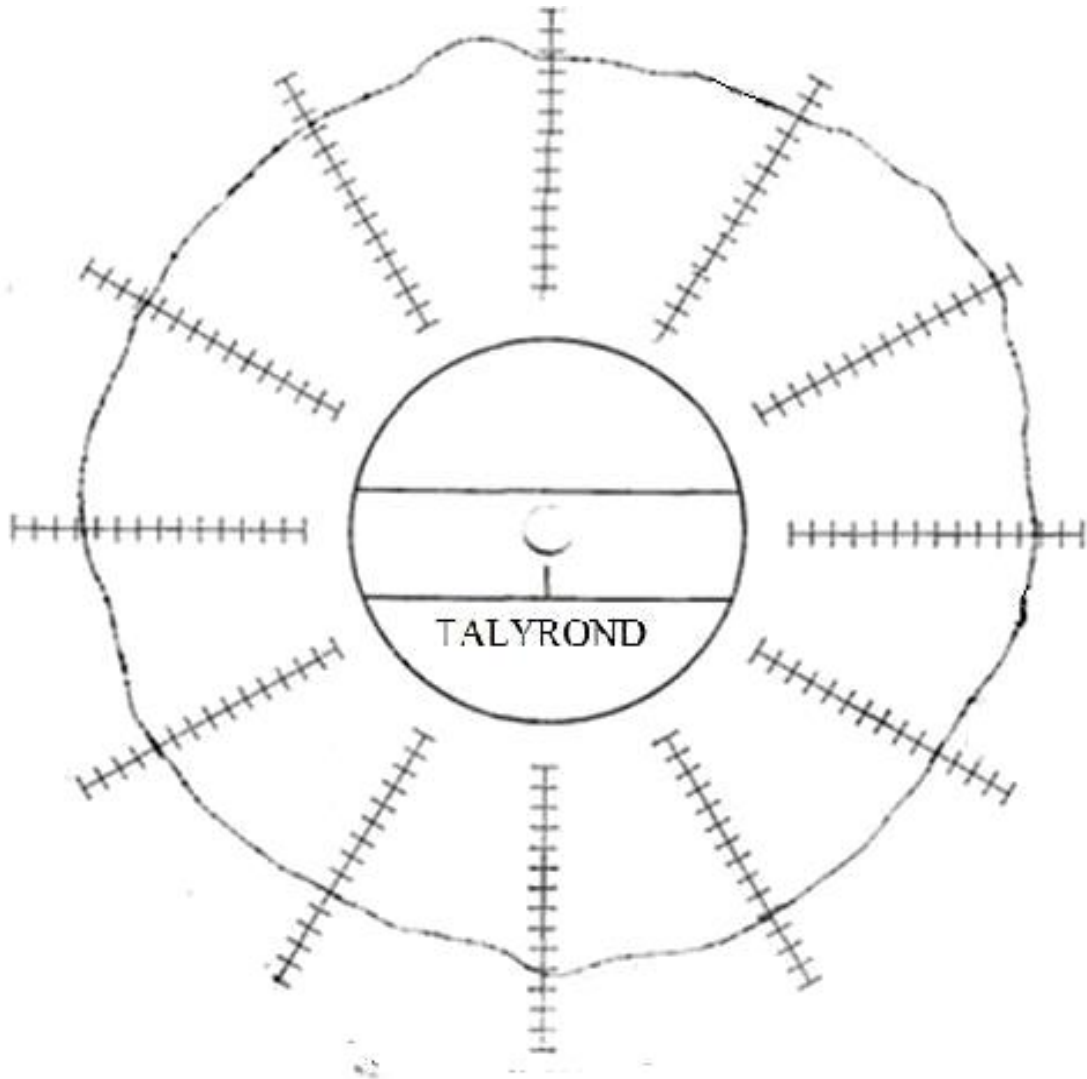


Рис. 5.3. Профілограма обробленої торцевої поверхні

Елементи матриці M розміром $p \times 2$, викликані орієнтацією бабок в точці заготовки з параметрами β , ρ визначають, проекцією варіації векторної похибки на напрям нормалі:

$$M = \begin{bmatrix} \vec{V}_\gamma & \vec{V}_z \end{bmatrix} \cdot \vec{n}. \quad (5.20)$$

Вирішують матричне рівняння [157, 85] $M \cdot \delta = \Delta$, звідки знаходять шукані похибки наладки γ_0 та :

$$\delta = (M^T \cdot M)^{-1} \cdot M^T \cdot \Delta. \quad (5.21)$$

Для початкових значень кутів $\nu = 1/400 \gamma_0 = 1,37 \cdot \nu$, отримали значення похибки наладки $\delta = \begin{bmatrix} \Delta z \\ \Delta \gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0,001 \\ -0,098 \end{bmatrix}$.

Знаходять значення корекції кута $\Delta \gamma$ для заданих значень кутів ν , γ_0 за рівнянням визначають оптимальне співвідношення кутів орієнтації шліфувальних бабок $\gamma/\nu = 1,57$ (рис.5.4):

$$\frac{\gamma_k}{\nu} = \frac{\gamma_0 + \Delta \gamma}{\nu} \approx 1,58 \quad (5.22)$$

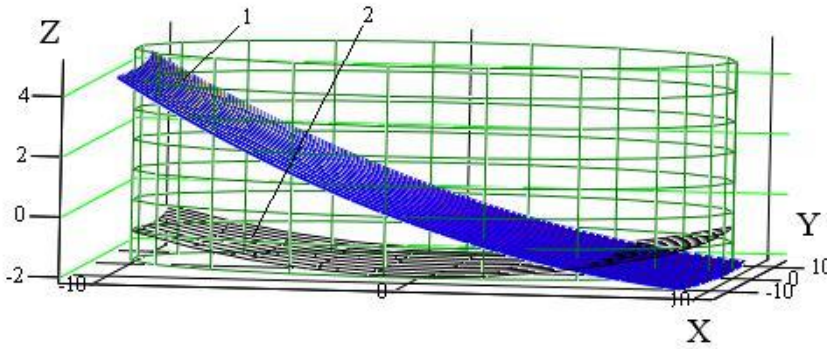


Рис. 5.4. Початкове положення торця 1 для кута γ_0 та корекція γ_k торця 2

Отримані профілограми початкового положення торця та відкоригованої поверхні (рис. 5.4), похибки якої не перебільшили значення 2 мкм для широкого діапазону зміни відношення кутів γ/ν .

У роботі [174] задачу вирішено із використанням матриці передатних

коефіцієнтів (метод С):
$$W_{i,k} = \frac{\int_{\theta_1}^{\theta_2} \int_{\theta_{b1}}^{\theta_{b2}} ja \cdot B_i \cdot (N\Delta_k) \partial \theta_b \cdot \partial \theta}{\int_{\theta_1}^{\theta_2} \int_{\theta_{b1}}^{\theta_{b2}} ja \cdot (N\Delta_k)^2 \partial \theta_b \cdot \partial \theta}$$

Деякою складністю розрахунку є необхідність застосовувати якобіан перетворення декартових координат в криволінійні (додаток 5). Із урахуванням (5.14) :

$$Ja = \frac{\partial B}{\partial \theta} \cdot \frac{\partial B}{\partial \theta} - \frac{\partial B}{\partial \theta} \cdot \frac{\partial B}{\partial \theta}$$

$$\frac{\partial B}{\partial \theta} = D5 \cdot \frac{\partial \vec{r}_0(\theta_b, \theta)}{\partial \theta}; \quad \frac{\partial \Delta n}{\partial \theta_b} = \frac{r_{01}(\beta) \cdot A^4(-\gamma) \cdot D5 \cdot A^5(-\nu) \cdot r_{02}(\theta(\rho)) \cdot e^{-4}}{\partial \theta};$$

$$\frac{\partial B}{\partial \theta} = D4 \cdot \frac{\partial \vec{r}_0(\theta_b, \theta)}{\partial \theta} \quad \frac{\partial \Delta n}{\partial \theta_b} = \frac{r_{01}(\beta) \cdot D4 \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot r_{02}(\theta(\rho)) \cdot e^{-4}}{\partial \theta}$$

У вигляді матричного добутку вплив верстатних похибок (кути орієнтації бабок) на вихідні технологічні похибки, які характеризують відхилення від перпендикулярності торця, має вигляд $B = W * \Delta n$, або:

$$\begin{bmatrix} \alpha_b \\ \beta_b \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_{\alpha\nu} & w_{\alpha\gamma} \\ w_{\beta\nu} & w_{\beta\gamma} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \nu \\ \gamma \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_{\alpha\nu} & w_{\alpha\gamma} \\ w_{\beta\nu} & w_{\beta\gamma} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} 1 \\ \gamma/\nu \end{bmatrix} \cdot \nu. \quad (5.23)$$

Отримали значення передатних коефіцієнтів матриці

$$W = \begin{bmatrix} -0,002 & -0,0014 \\ -0,915 & 0,583 \end{bmatrix},$$

Крім похибок від перпендикулярності положення обробленого торця, які оцінюють кутом $\sqrt{\alpha_b^2 + \beta_b^2}$, математична модель дозволяє визначити міру розсіювання навколо базової площини через дисперсію σ^2 (рис. 5.5):

$$\sigma^2 = \frac{1}{S} \cdot \iint_s [\Delta r_n(\beta, \rho) - \Delta r_{b,n}(\beta, \rho)]^2 dS, \quad (5.24)$$

де проекцію $\Delta r_n(\beta, \rho)$ вихідної похибки на нормаль для виміряних точок та $\Delta r_{b,n}(\beta, \rho)$ для базової площини, визначають у точці торця.

1 Елемент матриці $W_{\alpha\nu}$ та $W_{\beta\nu}$ показує, наскільки сильно впливає кут орієнтації ν шліфувальної бабки (або γ) на значення кутової похибки положення базової площини α_b . Загальний вплив кута ν на зміну кутів α_b , β_b , тобто на відхилення від перпендикулярності торця, оцінюють як $\sqrt{W_{\alpha\nu}^2 + W_{\beta\nu}^2}$.

2 Вплив кутів орієнтації γ, ν шліфувальних бабок на вихідні похибки протилежний, тому зміну значення одного з цих кутів можна частково компенсувати іншим.

3 Елементи матриці передаточних коефіцієнтів дозволяють визначити співвідношення кутів, коли вихідна похибка формоутворення приймає мінімальне значення. Сума квадратів вихідних похибок, яка визначає результуючу при орієнтації навколо центру сферичного пальця, повинна бути мінімальною $\alpha^2_b + \beta^2_b \rightarrow \min$.

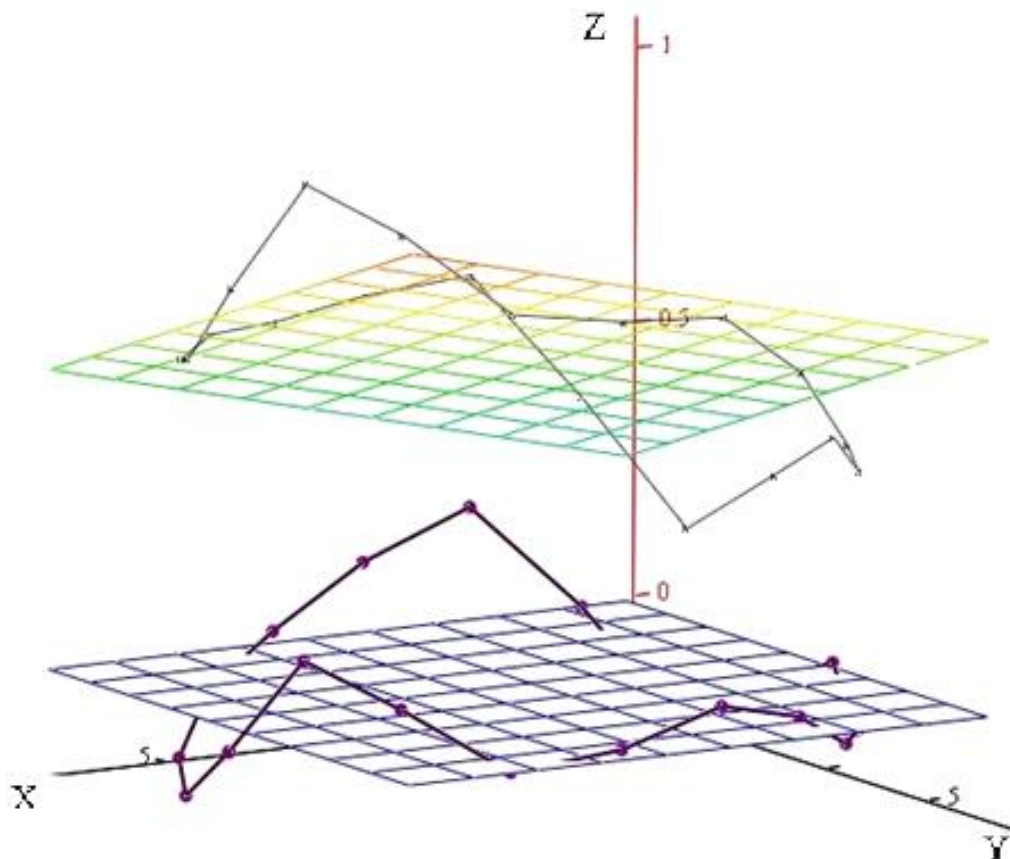


Рис. 5.5. Результат розрахунку корегованого положення середньоквадратичної базової площини

Сумарну кутову похибку формоутворення торця визначають з рівняння:

$$\Lambda(\gamma, \nu)^2 = [w_{\alpha\nu} \cdot \nu + w_{\alpha\gamma} \cdot \gamma]^2 + [w_{\beta\nu} \cdot \nu + w_{\beta\gamma} \cdot \gamma]^2 \rightarrow \min \quad (5.25)$$

Знайшовши та зробивши похідну нулеві, отримують оптимальне співвідношення кутів орієнтації шліфувальних бабок, яке забезпечує найкращу точність формоутворення торців:

$$\frac{\gamma}{\nu} = -\frac{w_{\alpha\nu} \cdot w_{\alpha\gamma} + w_{\beta\nu} \cdot w_{\beta\gamma}}{(w_{\alpha\gamma})^2 + (w_{\beta\gamma})^2} = 1,57. \quad (5.26)$$

Графік цієї функції представлений на рис. 5.6.

Результати роботи добре співвідносяться з виконаними [57,85,185] та можуть бути використаними для діагностики роботи верстата.

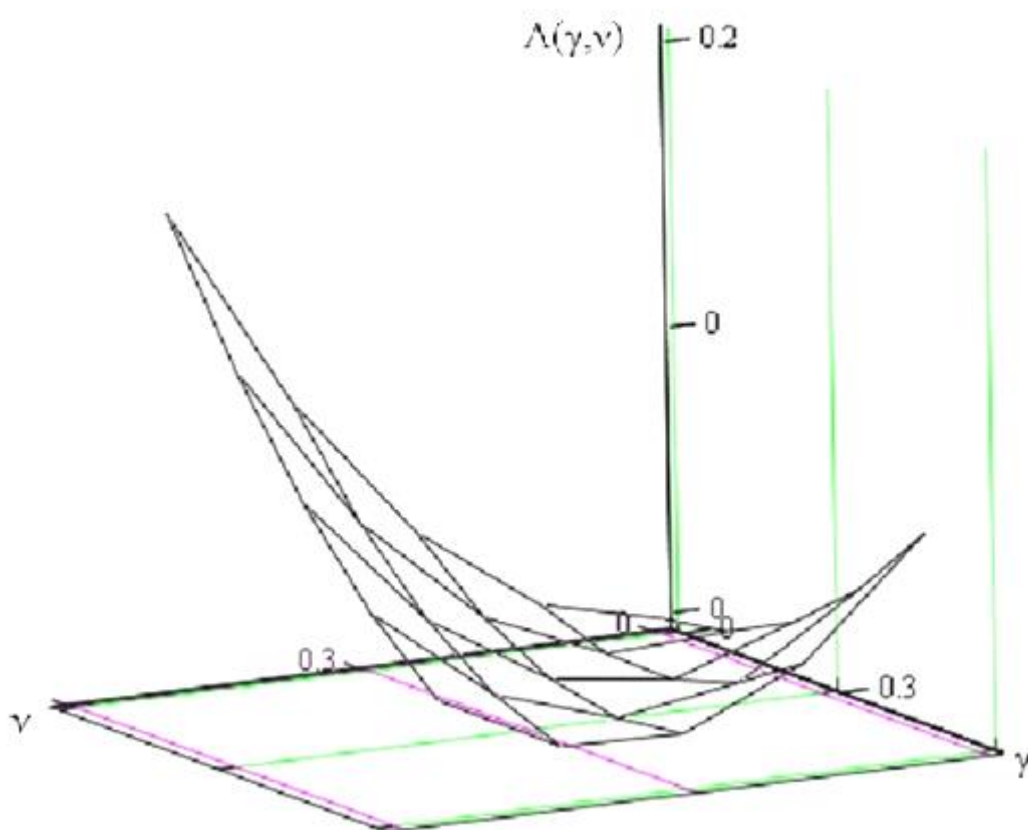


Рис. 5.6. Співвідношення між кутами орієнтації шліфувальної бабки, що визначає мінімальну похибку формоутворення

Отримані вирази можуть бути узагальненими для інших спряжень між верстатними ланками [288,280, 174].

Вхідні похибки, які виникають при базуванні деталі в отворі барабану подачі заготовок, отримують аналогічно:

$$\begin{aligned} \overline{V_{D\gamma}}(\beta, \rho) = & D^4 \cdot A^1(-R_B) \cdot A^6(\beta) \cdot A^3(-Z_c) \cdot A^1(-X_c) \cdot A^2(-Y_c) \cdot A^4(-\gamma) \cdot A^5(-\nu) \cdot \\ & A^1(X_c) \cdot A^6(\theta(\rho)) \cdot A^1(\rho) \cdot A^3(Z_{\max}) \cdot e^{-4}. \end{aligned} \quad (5.27)$$

Кутову похибку визначають сумарним передатним коефіцієнтом, що дорівнює 1,09, у той час як ці коефіцієнти для кутів орієнтації бабок ν та γ у

вертикальній та горизонтальній площинах мали менші значення та могли бути частково взаємно компенсованими.

При деякому значенні кутової похибки ϕ , тангенс якої визначається відношенням зазору до довжини базування у барабані подачі заготовок, відхилення від перпендикулярності торця може бути ще більшим. Крім того, наявність зазорів може викликати коливальні рухи заготовок та призводити до погіршення якості обробки й зниження стійкості інструменту.

Дана похибка є найбільшою з розглянутих, яка характеризує відхилення базової поверхні від перпендикулярності та не може бути виправленою через випадковий характер. Тому зменшення похибки потребує удосконалення базування заготовок у отворах барабану, наприклад, покращенням конструкції шляхом силової фіксації, та т. п.

ВИСНОВКИ. 1. Контакт обмежений положенням визначеної лінії контакту, а не крайньою кромкою, як це було в попередніх дослідженнях. Використання ЛК для розрахунку точності є оригінальним. Розроблена ФФ (5.14), де враховано положення лінії контакту $\theta(\rho)$, визначає способи правлення або процес зношення інструменту.

2. Перевірено декілька розрахункових методів, а саме: А) рішення векторних рівнянь поверхні круга із сімейством твірних, В) варіацію функції формоутворення та С) знаходження матриці передатних коефіцієнтів. Похибка розрахунків по різних методиках знаходиться в межах 1,5%.

3. Кожен із методів має свої переваги. У якості обмежень виступають діапазони зміни кутів γ, ν , які обумовлені граничними значеннями припуску та, відповідно, максимальної продуктивності. Так варіація ФФ (5.22) має відносну простоту визначення та дозволяє врахувати дисперсію обробленої поверхні, а передатні коефіцієнти (5.26) дають можливість розрахунку інших спряжень між верстатними ланками.

4. Експериментальні дослідження не суперечать розрахунковим. Сплеск профілограми можливо відповідає остаточній деформації заготовки через кріплення гвинтом у вікні барабану подачі (рис.5.4).

Дослідні данні не суперечать розрахунковим.

Недоліком дослідження є відсутність однозначної кутової фіксації деталей під час обробки та вимірювання профілю. Це повинно бути усуненим, що призведе до більш об'єктивного характеру отриманих даних.

Отримані результати можна використовувати у якості діагностичних сигналів для пошуку джерел виникнення верстатних похибок.

5.3 Експериментальні дослідження точності формоутворення торців

Проведені експериментальні дослідження точності формоутворення торців за допомогою кругломіра "TALYROOND" (рис. 5.7) підтвердили теоретичні розрахунки.

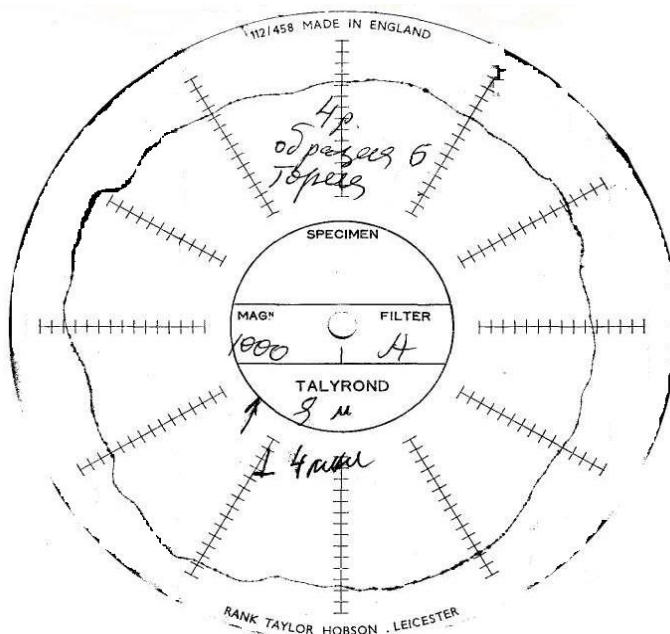


Рис.5.3 Профілограма торцевого биття обробленої торцевої поверхні

Зняті з профілограми координати N точок M_1, M_2, \dots, M_N обробленої поверхні $[X_i \ Y_i \ Z_i]^T$, які як правило, розташовані на колі, радіусом R траєкторії руху вимірювального пристрою (для координат X_i, Y_i, Z_i з профілограми). Необхідно визначити шукані коефіцієнти a, b, d рівняння базової площини.

Систему лінійних рівнянь положення базової площини, записують згідно принципу Лежандра, використовуючи мінімум суми квадратів помилок:

$$S = \sum_{i=1}^N [a \cdot X_i + b \cdot Y_i + d - Z_i]^2 = \min, \quad (5.28)$$

$$\frac{\partial S}{\partial a} = \frac{\partial S}{\partial b} = \frac{\partial S}{\partial d} = 0, \quad (5.29)$$

Систему, яка складається з трьох лінійних рівнянь, рішають за допомогою матриць відносно невідомих коефіцієнтів:

$$A \cdot K = B, \quad (5.30)$$

$$\text{де } A = \begin{bmatrix} \sum X_i \cdot X_i & \sum X_i \cdot Y_i & \sum X_i \\ N & N & N \\ \sum Y_i \cdot Y_i & \sum Y_i & N \\ N & N & N \end{bmatrix}, \quad B = \begin{bmatrix} \sum X_i \cdot Z_i \\ N \\ \sum Y_i \cdot Z_i \\ N \\ \sum Z_i \\ N \end{bmatrix} \text{ – матриці, стрічки}$$

яких складені з добутоків та сум координат точок обробленої поверхні $M_i(X_i, Y_i, Z_i)$;

$K = [a \ b \ d]^T$ – шуканий вектор коефіцієнтів базової площини, що визначається рішенням матричного рівняння

$$K = A^{-1} \cdot B. \quad (5.31)$$

Таким чином, рівняння базової площини має вигляд $Z = a \cdot x + b \cdot y + d$,

$$\text{або} \quad a \cdot x + b \cdot y - Z + d = 0. \quad (5.32)$$

Визначимо відхилення точок M_1, M_2, \dots, M_N обробленої поверхні відносно базової площини, для чого сумістимо координатну XU і базову площини.

Матриця, яка відповідає похибкам положення базової площини описується рівнянням (5.4). Елементи її $\delta_x, \delta_y, \gamma$ можна не враховувати, через те що вони не призводять до зміни положення площини у просторі. Елементи $\alpha_{\delta}, \beta_{\delta}$ матриці ε_{δ} відповідають кутовим похибкам навколо осей X та Y відповідно, а елемент δ_z – зсуву δ_z вздовж осі Z.

Ці елементи матриць визначають з рівнянь (рисунок 5.8)

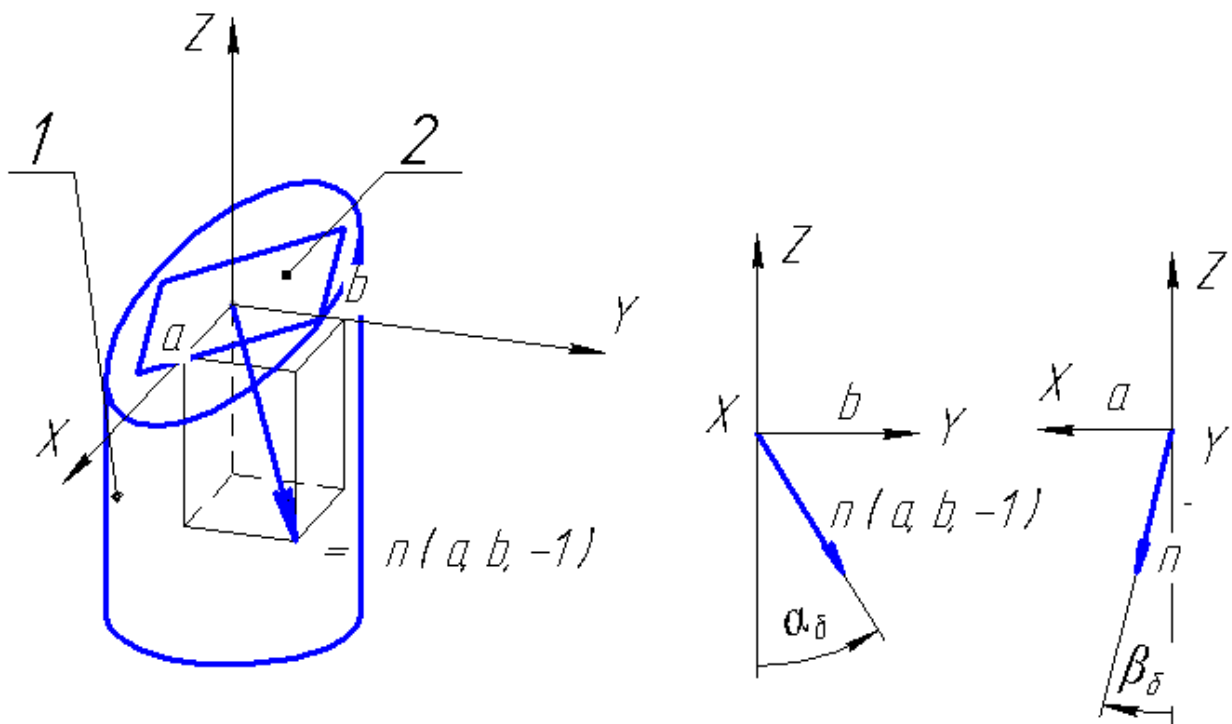


Рис. 5.4 Схема до визначення похибок положення базової площини
1 – оброблена деталь, 2 – середньоквадратична базова площина

$$\alpha_{\delta} \approx \sin \alpha_{\delta} = \frac{b}{\sqrt{b^2 + 1}},$$

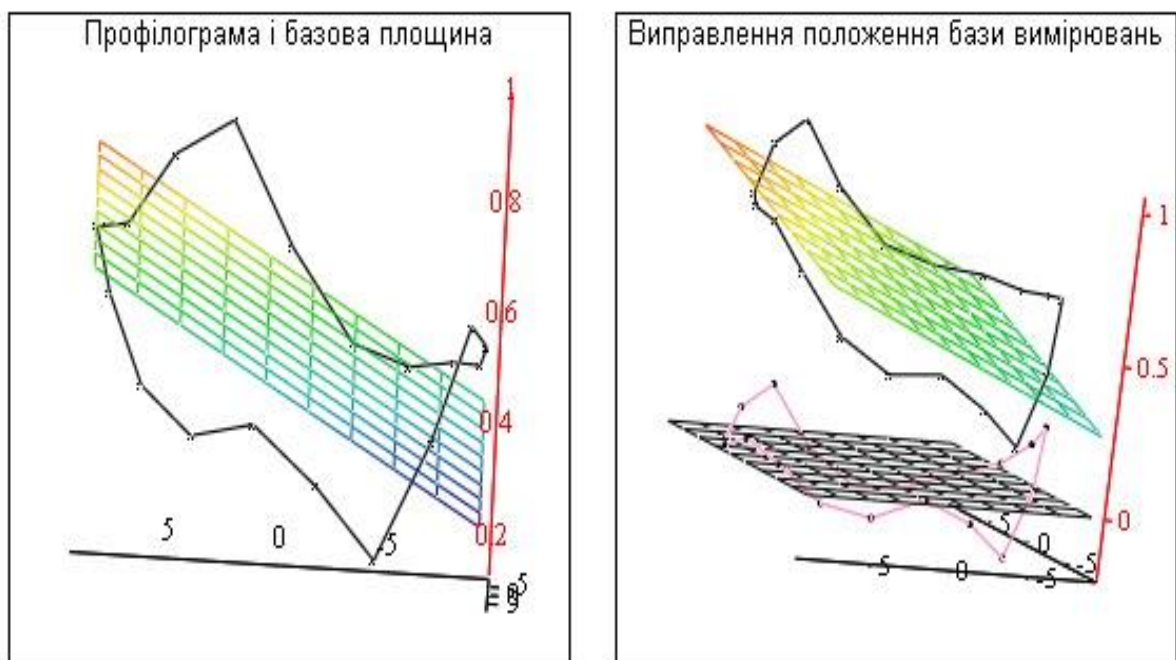
$$\beta_{\delta} \approx \sin \beta_{\delta} = \frac{a}{\sqrt{a^2 + 1}},$$
(5.33)

Відхилення від перпендикулярності базової площини та зсув її вздовж осі деталі визначають

$$\alpha_{\sigma}^2 + \beta_{\sigma}^2 = \frac{a^2 + b^2}{a^2 + b^2 + 1}; \quad \delta_z = \frac{d}{\sqrt{a^2 + b^2 + 1}} \quad (5.34)$$

Тоді матрицю ε_{σ} похибок положення базової площини записують

$$\varepsilon_{\sigma} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \beta_{\sigma} & 0 \\ 0 & 0 & -\alpha_{\sigma} & 0 \\ -\beta_{\sigma} & \alpha_{\sigma} & 0 & \delta_{\sigma z} \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.35)$$



Відхилення від
перпендикулярності

$$\gamma := \sqrt{(\alpha_{\sigma})^2 + (\beta_{\sigma})^2}$$

$$\frac{\gamma}{\text{ном}} = 0.0081$$

Рис. 5.5 Результати розрахунку положення базової площини до обробленої торцевої поверхні та її корекція

Враховуючи дані величини зі зворотнім знаком, можна корегувати положення базової площини як основи вимірювань (рис. 5.9, б).

$$\begin{aligned} \overrightarrow{\Delta r_{\delta}} &= \varepsilon_{\delta} \cdot \overrightarrow{r_0} \\ \overrightarrow{r_{корек}} &= \overrightarrow{r_0} - \overrightarrow{\Delta r_{\delta}} \end{aligned} \quad (5.36)$$

Відхилення від площини визначають по різниці найбільшого и найменшого значень координат Z. Розсіювання вектору навколо базової площини визначають за допомогою функції середньо квадратичного відхилення.

З метою підтвердження методики на другій половині рисунку 5.9 здійснена корекція базової площини з точками торцевої поверхні, координати яких введені згідно профілограми (рис.5.4, 5.7).

Висновки по 5 главі

Теоретично розраховані по різних методиках похибки можна порівняти з тими, що експериментально виміряні за допомогою профілографу. По отриманих з профілографи даних знаходимо відхилення від перпендикулярності $0,01^\circ$ та середньоквадратичне відхилення 0.5 мкм.

Дані виміру профілограм можуть бути одержані по довільних або декількох траєкторіях вимірювань, що робить методику універсальною - Її можна застосовувати для порівняння різних методів обробки площин як круглої так і прямокутної форм.

Складені алгоритм та програми розрахунку в пакеті MathCAD відхилень від площинності і перпендикулярності (додаток 5) та по визначенню матриці передатних коефіцієнтів між вхідними та вихідними похибками.

Список літератури:

1. Quickpoint. Все в одном закреплении: [Просп. фирмы «Junkermaschinen» на станки «Quickpoint 1000», «Quickpoint 3000», «Quickpoint 4000»] / ErwinJunker: MaschinenfabricGmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2006. – 12 с...
2. Юнусов Ф.С. Формообразование сложнопрофильных поверхностей шлифованием. – М.: Машиностроение, 1987, 248 с.
3. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование - Л.: Машиностроение, 1979, 248 с., ил.
4. Сравнение методов измерения температуры шлифования Ху Хипенг, Стивен Малкин Пер. с англ.: К.А. Билищук. <https://www.km.ru/referats/334607-sravnenie-metodov-izmereniya-temperatury-shlifovaniya>.
5. PING Bo, FU Yucana , ZHANG Zhiwei and ZHAO Zhengcai. Effect of Grinding Speed on Energy Partition for Grinding of Inconel 718 with Vitrified CBN Wheels// Advances in Materials Manufacturing Science and Technology XV, - Materials Science Forum Vol. 770 p.263-270. Online: 2013-10-25.// <http://citeseerx.ist.psu.edu/viewdoc/download?doi=10.1.1.832.9785&rep=rep1&type=pdf>.
6. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986, 336 с.
7. Рудик А.В., Венжега В.І. Продуктивність високоефективного поздовжнього та глибинного шліфування поверхонь обертання периферією та торцем орієнтованим абразивним інструментом // Вісник ЧДТУ, 2015.– Вип.№1(77).– С.59-64.
8. Рудик А.В., Рудик В.А. Формоутворення поверхонь обертання торцем круга чашкової форми // Вісник ХНТУ, 2016.– Вип.№ 1(56),– С.77-83.
9. Патент 117066 Україна МПК (2017) В 24 В 5/04 Рудик А.В., Рудик В.А. Спосіб шліфування ступінчастих поверхонь обертання конічними поверхнями абразивного інструмента .

10. Корн М. Справочник по математике для научных работников и инженеров // Москва: «Наука», 1985. – 720 с
11. Равская Н.С., Родин П.Р., Солодкий В.И. Общая методика определения среза при резании// Резание и инструмент в технологических системах.- Харьков: ХГПУ.- 1999.- Вып.53.
12. Рудик А.В. Перерозподіл навантажень при поздовжньому глибинному шліфуванні// Чернігів: ЧДТУ, 2011. – Вип.№47.-С.24-29.
13. Рудик А.В., Пасов Г.В. Залежність параметрів зрізів від режимів при зустрічному та попутному шліфуванні. – «Вчені записки Таврійського національного університету імені В.І. Вернадського. Серія: Технічні науки». Том 30 (69) № 7. 2019 – С. 7-12.
14. A. V. Rudyk, V. M. Chupryna, G. V. Pasov, V. I. Venzhega. Methods For Determining The Efficiency Of The Grinding Process/ вісник Національного гірничого університету, №5 2020 (179), p. 95-101
15. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения – М.: Наука, Гл.ред. физ.-мат. лит. – 1991 – 384 с.
16. Смирнов В.А. Решение тепловой задачи при Шлифовании с учетом импульсного характера теплового потока/ Известия Томского политехнического университета, 2011.
17. A.V. Rudyk, V.M. Chupryna Correspondence Of The Theoretical Model And The Results Of Temperature And Power Measurements Of The Grinding Process DOI: <https://doi.org/10.33082/td.2022.3-14.07>
18. Рудик. А.В., Рудик В.А. Вибір режимів ефективного шліфування валів при керуванні міжосьовою відстанню верстата. *Вісник Національного технічного університету «ХПІ»*. – Харків: НТУ «ХПІ». 2022. № 2 (12). С. 25-32. doi:10.20998/2413-4295.2022.02.04 .
19. Рудик А. В. Ефективне шліфування поверхонь обертання при керуванні відносним положенням інструмента з робочою конічною поверхнею / *Modern Research In World Science. Proceedings of IV International Scientific and Practical*

Conference Lviv, Ukraine, 10-12 July, 2022 с.293-299.

20. Рудик А.В., Венжега В.І., Пасов Г.В. Аналіз адекватності математичної моделі теплової напруженості торцевого шліфування// Матеріали VIII міжнародної науково-практичної конференції «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем» (10-12 травня. 2018, м. Чернігів) – Чернігів: ЧНТУ, 2018.– С.53-55.

21. Сегерлинд Л. Применение метода конечных элементов. Пер. с англ. Под ред. Б.Е. Победри. М.: Мир, 1979, 392 с.

22. Дубенець В.Г., Хільчевський В.В., Савченко О.В. Основи методу скінчених елементів. Чернігів: ЧДТУ, 2007.– 348 с.

23. A.V.Rudyk, V. M. chupryna, V.A. Rudyk. Effect of shape formation on the accuracy of grinding ends while compensating for machine tool errors/ EEJET, №2/1 (110)2021, p. 90-97. DOI:10.155871729-4061.2021226479.